

XI. Bölgesel Kaya Mekaniği
Sempozyumu Bildiriler Kitabı

*Proceedings of the XIth Regional
Rock Mechanics Symposium*

*Editörler / Edited by
A. Saruşıık, E. Özkan & G. Saruşıık*

AFYON KOCATEPE ÜNİVERSİTESİ MADEN MÜHENDİSLİĞİ BÖLÜMÜ
AFYON KOCATEPE UNIVERSITY DEPARTMENT OF MINING ENGINEERING

TÜRK ULUSAL KAYA MEKANİĞİ DERNEĞİ
TURKISH NATIONAL SOCIETY FOR ROCK MECHANICS

Bu bildiriler kitabının yayım hakkı Türk Ulusal Kaya Mekanik Derneği'ne aittir. Bu kitapta yer alan bildirilerin aynen yayımlanması yazarından yazılı izin almak koşulu ile mümkündür. Alıntı için kaynak göstermek yeterlidir. Bildiriler, bilimsel kurul tarafından seçilmiş olup, yazarları tarafından basıma hazır hale getirilmiştir. Bildirilerin içeriklerinin tüm sorumluluğu yazarlarına aittir.



Bu sempozyum TÜBİTAK (Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu) tarafından desteklenmiştir.

ISBN: 978-975-93675-6-5

ADRES / ADDRESS

Türk Ulusal Kaya Mekanik Derneği /
Turkish National Society for Rock Mechanics

Başkan / President

Doç. Dr. H. Aydın Bilgin
Maden Mühendisliği Bölümü
Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Üniversiteler Mah., Dumlupınar Bulv. No: 1
06800 Ankara / TÜRKİYE
Tel : +90 312 2105814
E-mail : abilgin@metu.edu.tr

Bu Sempozyumun düzenlenmesinde katkıda bulunan, aşağıdaki kurum ve kuruluşlara teşekkür ederiz.
Financial support of the following companies is gratefully appreciated

- TÜNELMAK İŞ MAKİNELERİ SANAYİ. VE TİC. A.Ş
- KIRLIOĞLU PATLAYICI MADDE TİCARETİ
- YDA-MAKSİMSAN-BURKAY-SİGMA İŞ ORTAKLIĞI
- ADULARYA ENERJİ ELEKTRİK ÜRETİMİ VE MADENCİLİK A.Ş
- HARTEK MERMER GRANİT İNŞAAT MAKİNE VE EKİPMANLARI SAN. TİC. LTD. ŞTİ.
- CLOVA MADENCİLİK İTHALAT İHRACAT SAN. VE TİC.LTD.ŞTİ
- ADAÇAL ENDÜSTRİYEL MİNERALLER SANAYİ VE TİCARET A.Ş
- MİKROTEST LABORATUVAR CİHAZLARI MAK. İMALAT SAN. TİC. LTD. ŞTİ
- UNİARGE
- TURQUOİSE INTERNATIONAL MERMER DOĞALTAŞ TEKNOLOJİLERİ DERGİSİ
- UYUM AJANS

Foreword

The XIth Regional Rock Mechanics Symposium is held in Afyonkarahisar, Turkey, on May 07-09, 2014. The Symposium is organized by Afyon Kocatepe University Mining Engineering Department with great success under the auspices of Turkish National Society for Rock Mechanics. On behalf of the Executive Board of Turkish National Society, I would like to express my gratitude and appreciation to the chairman and members of Mining Engineering Department, and the chairman and members of Organizing Committee.

Traditionally symposia on Rock Mechanics have been held on regional basis for the sixth whereas the first five was held on national basis in Turkey. These Symposium series have formed a major forum to discuss ideas, exchange knowledge and experience on rock mechanics. The XIth Symposium, by participation of delegates from different foreign countries, is held in Afyonkarahisar in the hearth of Anatolia.

On behalf of the Executive Board of the Turkish National Society for Rock Mechanics, I would like to thank all the authors for their presentations and for their invaluable contributions in the discussions. Attendance of delegates from different countries and various institutions and companies from Turkey and financial support provided by the sponsors are gratefully appreciated. Finally, I would like to thank all my colleagues for sharing the responsibility and working meticulously throughout the symposium.

Assoc. Prof. Dr. H. Aydın Bilgin
President, Turkish National Society for Rock Mechanics

Önsöz

KAYAMEK'2014, XI. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği ve Afyon Kocatepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü tarafından ortaklaşa düzenlenmiştir.

Sempozyumda, Kaya Mekaniği konusunda yapılan araştırmaların sunulduğu ve tartışıldığı; teknik ve bilimsel gelişmelerin kaya mekaniği topluluğu arasında paylaşıldığı; kaya mekaniği konusunda çalışan araştırmacıların, mühendislerin, işletmecilerin, firma temsilcilerinin ve yönetici çevrelerin aynı platformda buluşması sağlanarak yakın bir iletişime girmeleri sağlanmıştır.

Sempozyumda; Konularında uzman yurtiçi ve yurtdışından Akademisyen ve Sanayiciler çağrılı bildiriler sunmuşlardır. KAYAMEK'2014'te sunulan çağrılı bildiriler: Ankara-Afyonkarahisar Yüksek Hızlı Tren Projesi, Tünellerde Deformasyona İzin Vermeyen Tahkimat Sisteminin Temeli, Kaya Mekaniği ve Kaya Mühendisliğinin (KMKM) Gelecekteki İlerlemeleri, Strata Control Problems in Longwall Mining: Case Examples, Klasik Kaya Mekaniğinin Yeni Ufku: Petrol Kaya Mekaniği, Afyonkarahisar İlinin Türkiye Jeotermal Enerji Potansiyelindeki Konumu Üzerine Güncel Veriler.

XI. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu'nda 6 çağrılı bildiri, 38 sözlü sunum ve 8 poster sunum olmak üzere toplam 50 adet bildiri sunulmuştur. Bu bildirilerden 42 adeti Ulusal ve 10 adeti Uluslararası bildiridir. Sempozyumda, Sektör işbirliği ile Kaya Mekaniği konuları içerisinde faaliyet gösteren firmalar tarafından ürün ve hizmetleri sergilenmiştir. Sempozyumda, sektör içi işbirliğini geliştirmek ve dayanışmayı sağlamak amacı ile Afyonkarahisar fuar alanında düzenlenen "2. Maden, Mermer Doğaltaş ve Teknolojileri Fuarı", Sempozyum katılımcıları tarafından programlı olarak ziyaret edilmiştir. Sempozyumun 3. gününde, Ankara – Afyonkarahisar Yüksek Hızlı Tren Tünellerine Teknik Gezi düzenlenmiştir. Ayrıca, Dağlık Frigya Bölgesinde bulunan tarihi yerlerde, teknik ve -kültür tanıtım gezisi yapılmıştır.

XI. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu, yürütme kurulu, danışma kurulu, bilim kurulu ve çalışma kurulu üyelerine, tüm katılımcılara, destek ve katkıları için Türk Kaya Mekaniği Derneği üyelerine ve katkı sağlayan, başta TÜBİTAK olmak üzere kurum ve kuruluşlara en içten şükranlarımı sunarım.

Prof. Dr. Ahmet ŞENTÜRK
Sempozyum Başkanı

Preface

KAYAMEK'2014, XIth Regional Rock Mechanics Symposium was carried out jointly by Turkish National Rock Mechanics Society and Afyon Kocatepe University Mine Engineering Department.

In the scope of symposium, studies on rock mechanics were presented and discussed and technical and scientific developments were shared within the rock mechanics community. Moreover, a close communication opportunities were created among researchers studying rock mechanics, business executors, representatives of corporations and administrators by bringing them together on the same platform

Both national and international scholars and industrialists who are experts in their own fields gave keynote speeches in KAYAMEK'2014 which are: "Ankara/Polatlı- Afyonkarahisar High Speed Train Project", "Future advancement of rock mechanics and rock engineering (RMRE)", "Strata control problems in longwall mining: a case examples", "Base of non-deformable support system", "A revival of classical rock mechanics: petroleum rock mechanics", "The current data about the status of Afyonkarahisar province in Turkey's geothermal energy potential."

In XIth Regional Rock Mechanics Symposium, totally 52 papers, consisting 6 keynotes, 38 presentations and 8 poster presentations, were presented. 42 of this paper were national whereas 10 were international. Products and services by corporations operating in Rock Mechanics field were presented together with sector collaboration. During symposium, "2nd Mine, Marble, Natural Stone and Technologies Exhibition" organized in Afyonkarahisar exhibition field was visited by symposium participants in a programmed way. On the 3rd day of symposium, a technical excursion was carried out to the tunnels of Ankara-Afyonkarahisar High-Speed Train Project. Also, technical and cultural excursions were carried out to the historical remains in mountainous Phrygia District.

I would like to express my deep gratitude to executive, advisory and scientific committees of XIth Regional Rock Mechanics Symposium; to all participants; to the members of Turkish Rock Mechanics Association; to the institutions and foundations, and especially to TUBITAK, for their great contributions.

Prof. Dr. Ahmet ŞENTÜRK
Chairman

Düzenleme Kurulu / Organizing Committee

Yürütme Kurulu / Executive Committee

Dr. Ahmet ŞENTÜRK(AKÜ), Başkan/*Chairman*

Dr. Ali SARIİŞİK (AKÜ), Sekreter/*Secretary*

Dr. Hürriyet AKDAŞ (EOĞÜ)

Dr. Ergün TUNCAY (HÜ)

Dr. Hakan BAŞARIR (ODTÜ)

Dr. Erkan ÖZKAN (AKÜ)

Dr. Gencay SARIİŞİK (AKÜ)

Dr. Murat KİLİT (AKÜ)

Ece KUNDAK (AKÜ)

Berdan ÇOLAK (AKÜ)

Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği /

Turkish National Society for Rock Mechanics

Dr. H. Aydın BİLGİN, Başkan / *President*

Dr. Ergün TUNCAY, Başkan Yardımcısı/*Vice President*

Hasan ŞİŞMAN, Genel Sekreter / *Secretary General*

Dr. Hakan BAŞARIR Sayman/*Treasurer*

Esra Nur GAYRETLİ Üye/*Member*

Bilim Kurulu / Scientific Committee

Dr. İ. Sedat BÜYÜKSAGIŞ	Afyon Kocatepe Üniversitesi	Dr. Nuh BİLGİN	İstanbul Teknik Üniversitesi
Dr. Tayfun UYGUNOĞLU	Afyon Kocatepe Üniversitesi	Dr. Hanifi ÇOPUR	İstanbul Teknik Üniversitesi
Dr. Murat KİLİT	Afyon Kocatepe Üniversitesi	Dr. Hakan TUNÇDEMİR	İstanbul Teknik Üniversitesi
Dr. Fatih BAYRAM	Aksaray Üniversitesi	Dr. Cemal BALCI	İstanbul Teknik Üniversitesi
Dr. Nazmi Erhan YAŞITLI	Aksaray Üniversitesi	Dr. Atiye TUGRUL	İstanbul Üniversitesi
Dr. Gülsev UYAR ALDAŞ	Ankara Üniversitesi	Dr. Ataç BAŞÇETİN	İstanbul Üniversitesi
Dr. Yasin Dursun SARI	Atılım Üniversitesi	Dr. Alaettin KILIÇ	İstanbul Üniversitesi
Dr. Murat YURDAKUL	Bilecik Üniversitesi	Dr. İbrahim OCAK	İstanbul Üniversitesi
Dr. Yadigar V. MÜFTÜOĞLU	Bülent Ecevit Üniversitesi	Dr. Ali İsmet KANLI	İstanbul Üniversitesi
Dr. Hasan GERÇEK	Bülent Ecevit Üniversitesi	Dr. H. Şebnem DÜZGÜN	Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. Nuri Ali AKÇIN	Bülent Ecevit Üniversitesi	Dr. Celal KARPUZ	Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. Melih GENİŞ	Bülent Ecevit Üniversitesi	Dr. Hasan Aydın BİLGİN	Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. Tuğrul ÜNLÜ	Bülent Ecevit Üniversitesi	Dr. Hakan BAŞARIR	Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. Ahmet ÖZARSLAN	Bülent Ecevit Üniversitesi	Dr. Nuray DEMİREL	Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. Bülent ERDEM	Cumhuriyet Üniversitesi	Dr. Hasan ÖZTÜRK	Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. Kazım GÖRGÜLÜ	Cumhuriyet Üniversitesi	Dr. Levent TUTLUOĞLU	Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. Mustafa AYHAN	Dicle Üniversitesi	Dr. Halil KUMSAR	Pamukkale Üniversitesi
Dr. Özgür AKKOYUN	Dicle Üniversitesi	Dr. Saffet YAĞIZ	Pamukkale Üniversitesi
Dr. Ahmet Hakan ONUR	Dokuz Eylül Üniversitesi	Dr. Ayhan KESİMAL	Karadeniz Teknik Üniversitesi
Dr. Turgay ONARGAN	Dokuz Eylül Üniversitesi	Dr. İbrahim KOCABAŞ	Katip Çelebi Üniversitesi
Dr. C. Okay AKSOY	Dokuz Eylül Üniversitesi	Dr. Lütfullah GÜNDÜZ	Katip Çelebi Üniversitesi
Dr. Bayram KAHRAMAN	Dokuz Eylül Üniversitesi	Dr. M. Kemal GÖKAY	Selçuk Üniversitesi
Dr. Kerim KÜÇÜK	Dokuz Eylül Üniversitesi	Dr. İhsan ÖZKAN	Selçuk Üniversitesi
Dr. Hayati YENİCE	Dokuz Eylül Üniversitesi	Dr. Raşit ALTINDAĞ	Süleyman Demirel Üniversitesi
Dr. M. Kemal ÖZFIRAT	Dokuz Eylül Üniversitesi	Dr. Hüseyin YAVUZ	Süleyman Demirel Üniversitesi
Dr. İ.Göktay EDİZ	Dumlupınar Üniversitesi	Dr. Servet DEMİRDAĞ	Süleyman Demirel Üniversitesi
Dr. R. Mete GÖKTAN	Eskişehir Osmangazi Üniversitesi	Dr. Ömer AYDAN	Ryukyus Üniversitesi
Dr. Hürriyet AKDAŞ	Eskişehir Osmangazi Üniversitesi	Dr. Seyfi KULAKSIZ	Emekli Öğretim Üyesi
Dr. Bahtiyar ÜNVER	Hacettepe Üniversite		
Dr. Yılmaz ÖZÇELİK	Hacettepe Üniversite		
Dr. Sair KAHRAMAN	Hacettepe Üniversite		
Dr. M. Ali HİNDİSTAN	Hacettepe Üniversite		
Dr. Reşat ULUSAY	Hacettepe Üniversite		
Dr. Ergün TUNCAY	Hacettepe Üniversite		
Dr. Adil BİNAL	Hacettepe Üniversite		

Danışma Kurulu / Advisory Committee

Endüstri Danışma Kurulu / Endustry Advisory Committee

Haydar YILDIRIM, Tünelmak İş Makineleri Sanayi ve Tic. A.Ş
Hüseyin AKÇAL, Tünelmak İş Makineleri Sanayi ve Tic. A.Ş
Cemil KARA, YDA-Maksimsan-Burkay-Sigma İş Ortaklığı
Taylan DEMİR, YDA-Maksimsan-Burkay-Sigma İş Ortaklığı
Hakan KIRLIOĞLU, Kırlioğlu Patlayıcı Madde Ticareti
Salih YILMAZ, Kırlioğlu Patlayıcı Madde Ticareti
Şahin YÜKSEL, Kırlioğlu Patlayıcı Madde Ticareti
Orhan COŞKUN Adularya Enerji Elektrik Üretim ve Maden. A.Ş
Özkan NİHAN, Adularya Enerji Elektrik Üretim ve Maden. A.Ş
Duygu DİNÇ Adularya Enerji Elektrik Üretim ve Maden. A.Ş
Zafer HARMANDALI, Hartek Mermer Granit İnşaat Makine ve Ekipmanları San. Tic. Ltd. Şti.
Tamer HARMANDALI, Hartek Mermer Granit İnşaat Makine ve Ekipmanları San. Tic. Ltd. Şti.
Fatih ERDAL, Clova Madencilik İthalat İhracat San.ve Tic.Ltd.Şti
Murat MÜDÜROĞLU, Adaçal Endüstriyel Mineraller Sanayi ve Ticaret A.Ş
Zeyni ARSOY, Adaçal Endüstriyel Mineraller Sanayi ve Ticaret A.Ş
Bünyamin ÇAM, Mikrotest Laboratuvar Cihazları Mak. İmalat San. Tic. Ltd. Şti
Emre MERİÇ, UNİARGE
Zeliha ERTEK, TURQUOİSE International Mermer Doğaltaş Teknolojileri Dergisi
Mehmet Ali ŞENOL, Uyum Ajans

Akademik Danışma Kurulu / Academic Advisory Committee

Dr. Bahri ERSOY, Afyon Kocatepe Üniversitesi
Dr. Gülsev UYAR ALDAŞ, Ankara Üniversitesi
Dr. Turgay ONARGAN, Dokuz Eylül Üniversitesi
Dr. C. Okay AKSOY, Dokuz Eylül Üniversitesi
Dr. Kerim KÜÇÜK, Dokuz Eylül Üniversitesi
Dr. M. Ali HİNDİSTAN, Hacettepe Üniversitesi
Dr. Reşat ULUSAY, Hacettepe Üniversitesi
Dr. Nuh BİLGİN, İstanbul Teknik Üniversitesi
Dr. Hanifi ÇOPUR, İstanbul Teknik Üniversitesi
Dr. Ataç BAŞÇETİN, İstanbul Üniversitesi
Dr. Yadigar V. MÜFTÜOĞLU, Bülent Ecevit Üniversitesi
Dr. Hasan GERÇEK, Bülent Ecevit Üniversitesi
Dr. Melih GENİŞ, Bülent Ecevit Üniversitesi
Dr. H. Şebnem DÜZGÜN, Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. Celal KARPUZ, Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. Nuray DEMİREL, Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Dr. İbrahim KOCABAŞ, Katip Çelebi Üniversitesi
Dr. M. Kemal GÖKAY, Selçuk Üniversitesi
Dr. Raşit ALTINDAĞ, Süleyman Demirel Üniversitesi
Dr. Hüseyin YAVUZ, Süleyman Demirel Üniversitesi

Çalışma Kurulu / Working Committee

Öğr. Grv. Burhan KUL - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Yrd. Doç. Dr. Mustafa SANDIKÇI - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Yrd. Dr. Ahmet BAYTOK - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Yrd. Doç. Dr. Hasan H. SOYBALI - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Yrd. Doç. Dr. Yunus TORTOP - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Arş. Grv. Sena ÇOŞKUN - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Arş. Grv. Dr. Özcan ZORLU - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Arş. Grv. Emre Gür GÜRAKSIN - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Okutman Mehmet ABİ – Muğla Sıtkı Koçman Üniversitesi
Uzman Şerife Özgün ÇITAK - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Öğr. Grv. Kayhan DONAT - Afyon Kocatepe Üniversitesi
Erdem ÖZKAN - Afyon Kocatepe Üniversitesi

İçindekiler / Contents

Foreword	iv
Önsöz	
Preface	v
Düzenleme Kurulu <i>Organizing Committee</i>	vii
Bilim Kurulu <i>Scientific Committee</i>	viii
Danışma Kurulu <i>Advisory Committee</i>	ix
Çalışma Kurulu <i>Working Committee</i>	x
1. BÖLÜM 1. CHAPTER ÇAĞRILI BİLDİRİLER INVITED PAPERS	
Ankara/Polatlı - Afyonkarahisar yüksek hızlı tren projesi <i>Ankara/Polatlı- Afyonkarahisar high speed train project</i> C. Kara, T. Demir	3
Deformasyona izin vermeyen tahkimat sisteminin temeli <i>Base of non-deformable support system</i> C. Okay Aksoy	19
Kaya mekaniği ve kaya mühendisliğinin (KMKM) gelecekteki ilerlemeleri <i>Future advancement of rock mechanics and rock engineering (RMRE)</i> Ö. Aydan	27
Strata control problems in longwall mining: case examples M. Alber, A. Özarslan	51
Klasik kaya mekaniğinin yeni ufku: petrol kaya mekaniği <i>A revival of classical rock mechanics: petroleum rock mechanics</i> İ. Kocabaş	61
Afyonkarahisar ilinin Türkiye jeotermal enerji potansiyelindeki konumu üzerine güncel veriler <i>The current data about the status of Afyonkarahisar province in Turkey's geothermal energy potential</i> A. Yıldız, C. Başaran, M. Bağcı, Y. Ulutürk	73

2. BÖLÜM

2. CHAPTER

KAYA MEKANİĞİ TESTLERİ

ROCK MECHANIC TESTS

Schmidt çekici sertliği ile P dalga hızı ve tek eksenli basınç dayanımı arasındaki ilişkilerin araştırılması <i>Investigation of the relationship of Schmidt hammer hardness with P-wave velocity and uniaxial compressive strength</i> K. Karaman, A. Kesimal	83
A new testing method to estimate microscopic fracture toughness of rock M. Kataoka, T. Ito, K. Takashima, Y. Obara	91
Kaya malzemelerinin doğrudan çekme dayanımının belirlenmesi için geliştirilen yeni bir deney düzeneği <i>A new method developed for determining direct tensile strength of intact rock materials</i> T. Ünlü, Ö. Yılmaz	97
Andezitik kayaların dayanım özelliklerine içyapının etkisi <i>Effect of microtexture on the strength properties of andesitic rocks</i> Ö. Ündül, N. Aysal, A. Amann, M. Plötze	107
Farklı dayanım özellikli içyapı bileşenleri içeren killi kayaların gevrek kırılma aşamaları <i>Brittle failure stages of clay rocks having constituents with varying strength properties</i> Ö. Ündül, A. Amann, P. Kaiser	113
Piroklastik kayaların dayanımı üzerinde su içeriğinin etkisi <i>The effect of water content on the strength of pyroclastic rocks</i> S. Kahraman, M. Sarıbiyık	121
Kayaların dayanım ve aşındırıcılık özelliklerinin karşılaştırılması <i>Comparison of strength and abrasivity properties of rocks</i> M. Çapık, A. O. Yılmaz, S. Yaşar, İ. Çavuşoğlu, O. Yaralı	129
Farklı standart & yöntemlere göre tek eksenli basınç dayanımı değişimi <i>Variation of uniaxial compressive strength by different standards & methods</i> O. Bayram, H. Tunçdemir, E. Güçlü, O. Yavuz	137
Compressive strength determination of limestone rocks from uniaxial compression and point load tests D. Wang, M. Hozayen, E. Radwan, A. Jebbouri, P. A. Nawrocki, Z. Qi, X. Zhang	143

3. BÖLÜM

3. CHAPTER

TEORİK VE ANALİTİK UYGULAMALARI

THEORETICAL AND ANALYTICAL APPLICATIONS

Kaya mekaniğinde eksenel-simetrik problemler

Axisymmetrical problems in rock mechanics

H. Gerçek 155

Yeni bir kaya kütleli sistemi: Kaya Kütle Kalitesi Puanlama (RMQR) Sistemi ve
kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin tahmininde uygulanması

*A new rock mass system: Rock Mass Quality Rating (RMQR) System and its application to
the estimation of geomechanical characteristics of rock masses*

Ö. Aydan, R. Ulusay, N. Tokashiki 165

4. BÖLÜM

4. CHAPTER

KAYA MEKANİĞİ-YERALTI VE AÇIK OCAK MADENCİLİĞİ

ROCK MECHANIC-UNDERGROUND AND OPEN PIT MINING

The numerical analysis study of backfill and rib pillar interaction in cut-and-fill stoping environment

M. N. Bagde 177

Priz hızlandırıcı kimyasal katkının yeraltı dolgusu dayanım ve priz süresine etkisi

Effect of accelerating chemical admixture on strength and setting times of underground backfill

İ. Çavuşoğlu, A. O. Yılmaz, M. Çapık 185

Nemune boyutunun mineral katkı maddesi içeren macun dolgunun dayanımına ve ultrasonik özelliklerine etkisi

Effect of sample size on the strength and ultrasonic properties of paste backfill included mineral admixture

T. Yılmaz, B. Erçikdi, O. Kantarcı, G. Külekçi 193

Bağlayıcı türünün macun dolgu gözenekliliğine etkisi

The effect of binder type on porous structure development of paste backfill

F. Cihangir, B. Erçikdi, A. Kesimal, H. Deveci, Y. Akyol, S. Ocak, M. Kurtuluş 205

Şırnak kömür madeni atık şeyl yığınlarının statik analizleri

Static analysis of Şırnak coal mine waste shale dumps

Y. İ. Tosun, H. Ceylan 213

Şırnak kömür madeni atık şeyl yığın tasarımı ve GEO5 FEM stabilite risk değerlendirme

Reclamation design of Şırnak coal mine waste shale dumps- GEO5 FEM stability risk assessment

Y. İ. Tosun, H. Cevizci 221

5. BÖLÜM

5. CHAPTER

TÜNEL UYGULAMALARI

TUNNEL APPLICATIONS

Bir iletim tüneline uygulanan kazı ve destek sistemlerinin Q sistemine göre değerlendirilmesi

Evaluation of excavation and support systems by Q system in a transmission tunnel

S. Turan, İ. Ocak, H. Eker 231

TBM ve NATM ile açılan tünellerdeki zamana bağlı deformasyonların analizi

Analysis of time depended deformation of TBM and NATM excavated Tunnels

M. Çılsal, H. Yavuz 237

Tünellerde tasarım ve yapım aşamasında karşılaşılan kaya kütle koşullarındaki farklılıklar;

Kaletepe Tüneli örneği (Koyulhisar, Sivas)

Difference conditions of the rock mass between design via construction In Tunnels;

Sample of Kaletepe Tunnel (Koyulhisar, Sivas)

D. Erik 241

Swellex sürtünmeli tip kaya bulonlarının sağladığı avantajlar

Advantages of the frictional rock bolt swellex

D. Akkriş 247

Açık İşletme Şev Stabilesinde Hoek-Brown ve Mohr-Coulomb Yenilme Kriterlerinin

Nümerik Modelleme ile Karşılaştırılması

Comparison of Hoek-Brown and Mohr-Coulomb failure criterion for open pit slope stability by numerical modeling

C. O. Aksoy, K. Küçük, T. Onargan 253

Kaya delici sarf malzemelerde sürdürülebilir verimlilik

Sustainable productivity in rock drilling tools

T. Tolunguç 263

TKİ Bursa Orhaneli linyitleri işletmesi'nde optimum sondaj matkabı seçimi

Selection of optimum drilling bit in TKİ Bursa Orhaneli lignite mine

M. Bulut, Ö. Acaroğlu, B. Ergener 269

6. BÖLÜM

6. CHAPTER

UYGULAMALI JEOLojİ VE JEOFİZİK UYGULAMALARI

APPLIED GEOLOGY AND GEOPHYSICAL APPLICATIONS

Konya-Çumra tarım havzasında kullanılan yeraltı suyuyla ilgili oluşan deformasyonların uzun dönemde izlenmesi

Long-term monitoring for deformations caused by underground water used in Konya-Çumra agricultural land

İ. Özkan, M. Mesutoğlu, A. Üstün 277

Yeraltı kaya formasyonları içindeki su rezerv boyutları: Sızma-Konya Uygulaması

Groundwater reserve dimension in rock formations: Sızma-Konya Application

K. Doğan, M. K. Gökay 287

Güllübağ (Uşak) Göleti ekseninde meydana gelen kama türü kaymanın kaya mekaniği açısından incelenmesi

A rock mechanics investigation of a wedge type of slope failure near the axis of Güllübağ small dam (Uşak)

H. Kumsar, Ö. Aydan, R. Wiczowski, E. Grabowska 293

TKİ BLİ Orhaneli işletmesi Çivili ve Sağırlar sahalarında uygulanan çok kanallı sismik yansıma çalışması <i>Multichannel seismic reflection study in TKİ BLİ Çivili and Sağırlar Sites</i> G. G. U. Aldaş, B. Kaypak, B. Ecevitoglu	299
Devlet Su İşleri Genel Müdürlüğü'nde sismik tehlike analizi çalışmaları ve Manisa Sarma Barajı sismik tehlike analizi örneği <i>Seismic hazard analysis used at DSI and Manisa Sarma Dam seismic hazard analysis, one of the most recent studies at DSI</i> R. Parlak, M. Genç, K. Karakuş, İ. Görgünoğlu	309
Ermenek Barajı ve HES projesinde gövde-yamaç duraylılığı için yapılan jeoteknik çalışmalar <i>Geotechnical studies conducted for dam-abutment stability of the Ermenek Dam and HEPP project</i> A. Koçbay, K. Karakuş	313
İstanbul Pirinççi Barajı aks yeri temel zemin etüdü <i>Soil survey of axis location of the Istanbul Pirincci Dam</i> C. Yıldız, İ. Cengiz, H. Kırkbudak.....	325
7. BÖLÜM 7. CHAPTER UYGULAMALI JEOLojİ VE JEOFİZİK UYGULAMALARI APPLIED GEOLOGY AND GEOPHYSICAL APPLICATIONS	
İstatistiksel yaklaşım kullanılarak bazı kayaç özelliklerinden kesme kuvvetinin belirlenmesi <i>Determination of cutting force from some properties of rock using statistical method</i> A. E. Dursun, M. K. Gökay.....	335
Kayaçların kırılgenlik özellikleri ile kazılabilirlik parametreleri arasındaki ilişkilerin incelenmesi <i>Investigation on relationships between brittleness properties and cuttability parameters of rocks</i> S. Yaşar, A. O. Yılmaz, M. Çapık.....	343
Tektelli blok kesme makinesiyle hakiki mermer kesimi için kesilebilirlik abağının geliştirilmesi <i>Development of cuttability chart for a real marble cutting with monowire cutting machine</i> E. Yılmazkaya, Y. Özçelik.....	351
Elmas tel kesme yönteminde granit türü kayaçlar için kesilebilirlik abağının geliştirilmesi <i>Development of cuttability abacuses for granitic rocks in diamond wire cutting method</i> E. S. Kanbir, Y. Özçelik.....	361
8. BÖLÜM 8. CHAPTER KAYA MEKANİĞİ UYGULAMALARI ROCK MECHANIC APPLICATIONS	
Doğal bileşenli suni taş üretiminde agrega tane boyutunun ürünün fiziko-mekanik özelliklerine etkisi <i>Effect of aggregate size fraction for the physico-mechanical properties of the product in artificial stone production with natural components</i> L. Gündüz, İ. Elmakuşu	371

Doğal taşların nokta yük dayanım indeks değerlerinin sıcaklık etkisine bağlı olarak değişimi <i>The variation of the point load index values of natural stones depending on temperature</i> D. Akbay, C. E. Koççaz, R. Altındağ, İ. Uğur, M. Varol	381
Bazı kayalarda tabakalanma yönelimine bağlı olarak fiziksel ve mekanik özelliklerin değişimi <i>The variation of physical and mechanical properties depending on bedding orientation on some rocks</i> T. Efe, N. Şengün, S. Demirdağ	391
Mermerlerin kayma direncini etkileyen parametrelerin değerlendirmesi ve sınıflandırılması <i>Evaluation and classification of the parameters affecting impact resistance of marbles</i> G. Çoşkun, A. Sarıışık, G. Sarıışık, H. Akdaş	397
Eğirdir bej doğal taş bloklarının plaka veriminin ultrasonik ölçümlerle belirlenmesi <i>Determination of slab efficiency of Egirdir beige natural stone blocks by ultrasonic measurements</i> A. Sakcalı, H. Yavuz, Ş. Şahin	405
Trabzon-Maçka Bölgesinden örneklenen farklı kökenli kayaların dolaylı çekme ve nokta yük dayanımlarının incelenmesi <i>Investigation of indirect tensile and point load strength on different originated rocks sampled from Trabzon-Maçka Region</i> E. Koç, D. Demir Şahin, A.O. Yılmaz	413
Granitik kayaların yüzey pürüzlülüğünün CERCHAR aşınma indeksine etkisi <i>The influence of surface roughness of granitic rocks on Cerchar abrasiveness index</i> S. Er, A. Tuğrul	419
Adaçal ve Karaçal Tepeleri Civarı (Afyonkarahisar - Emirdağ) kireçtaşının jeolojik ve petrografik özellikleri <i>Jeological and petrographic properties of limestone in Recion of Adaçal and Karaçal Hills (Afyonkarahisar – Emirdağ)</i> M. Müdüroğlu, Z. Arsoy, B. Ersoy, O. Yavuz	427
Asfalt kaplama amaçlı kullanılan agregalar, özellikleri ve malzeme ocaklarına ilişkin istatistiksel ve deneysel değerlendirmeler <i>The statistical and experimental evaluations related to the material quarries, properties and aggregates used for highway asphalt</i> N. Parlak Şeker, A. Şirin, A. G. Güngör	435
Meydancık tünel giriş portalında meydana gelen kaya düşmelerine yönelik çözüm önerileri <i>Proposal for Rock Sliding Problem at the Entry Portal of Meydancık Tunnel</i> S. Kiziroğlu, B. Yalçın, Y. İpek, M. Akdoğan, O. Başer	443
Üçüncü Boğaz Köprüsünde Yapılan Jeolojik-Jeoteknik Etüt Çalışmaları <i>Geological and geotechnical ground studies for third Bosphourus Bridge</i> A. Şirin, Ö. Satıcı	453

1. BÖLÜM

1. CHAPTER

ÇAĞRILI BİLDİRİLER

INVITED PAPERS

Ankara / Polatlı - Afyonkarahisar Yüksek Hızlı Tren Projesi

Ankara / Polatlı- Afyonkarahisar High Speed Train Project

C. Kara & T. Demir

Sigma – YDA – Makimsan - Burkay İş Ortaklığı

ÖZET: Ankara-İzmir Hızlı Tren Projesi, Ankara'nın Ege'nin ekonomi ve turizm merkezi olan İzmir iline bağlantısını sağlayacak önemli bir projedir. Ankara – İzmir Yüksek Hızlı Tren Güzergâhının 167 kilometre uzunluğundaki Polatlı-Afyonkarahisar (Yeni İstasyon) kesiminin yapımı ile birlikte, Ankara-Afyonkarahisar arası 1 saat 30 dakika olacağı ön görülmektedir. Projede tünellerin, mekanik kazı yöntemi ile açılması, destek sistemlerinin Yeni Avusturya Tünel Açma Yöntemi – NATM kriterleri uygulanmaktadır. Bu sistemde birincil (primary) destekleme elemanlarının (Çelik hasır, süren, çelik iksa, püskürtme betonu, bulon imalatları) inşa edilmesinden sonra ortaya çıkabilecek zemin deformasyonları ve hareketlerinin sona ermesinden sonra tünel sızdırmazlık imalatları yapılır (Jeotekstil, Jeomembran) bundan sonra ikincil destekleme sisteminin (Donatılı beton) inşasına geçilmesi öngörülmüştür. Bu durumda zeminden gelen basıncın, birincil destekleme sistemi ile desteklendiği düşünüldüğü için, kaplama betonuna yük aktarımı olmayacağı kabul edilmektedir.

ABSTRACT: Ankara-İzmir High Speed Project is an important project which will link Ankara to İzmir which is the tourism and economic center of Aegean Region. By the completion of project, many developments, especially in tourism and universities are expected in big cities of Aegean such as Afyonkarahisar and Uşak. It is foreseen that Ankara – Afyonkarahisar will decrease to 1 hour 30 minutes by the completion of 167km long Polatlı-Afyonkarahisar (new station) stage of Ankara-İzmir High Speed train route. In Project, tunnels have been opened by using mechanic excavation method and New Austria Tunnel Opening Method – NATM – criterions have been applied for support systems. In this system, tunnel leak proofing process (geomembrane, geotextile) is done after ground deformations and movements which are possible to occur afterwards the construction of primary supportive units (steel mesh, lasting, steel timbering, shotcret, and bolt manufacture) end. Then, continuing with the construction of secondary supportive system (reinforced concrete) is foreseen. In this respect, since it is thought that pressure from the ground is supported with primary supportive system, it is accepted that no load transfer will take place on cover concrete.

1-PROJENİN SOSYAL YÖNÜ

Ankara - İzmir Yüksek Hızlı Tren Projesi, Ankara-Afyonkarahisar-Uşak-İzmir gibi bölgenin en büyük şehirlerini birbirine bağlamak, seyahat süresini azaltmak, konforlu ve emniyetli bir seyahat imkânı sunmak, Karayollarındaki trafik yükünü azaltmak, hava kirliliği ve karbondioksit emisyonunu azaltmak amacıyla tasarlanmış önemli bir projedir.

Üç aşamada, Ankara'dan Afyonkarahisar ve Uşak üzerinden İzmir'e ulaşmanın yanı sıra Afyonkarahisar'dan Denizli ve Aydın'a daha kısa mesafe ve sürede bağlanma imkânı sağlanacak ve Afyonkarahisar-Antalya-Isparta/Burdur Demiryolu planlanmasında da önemli bir kilometre taşı gerçekleştirilmiş olacaktır.

2-PROJENİN İÇERİĞİ

Projeye ait proje etüt çalışmalarına 23.08.2004 tarihinde başlanılmış ve 18.07.2006 tarihinde söz konusu hattın güzergâh projeleri tamamlanmıştır. Ankara – İzmir demiryolu projesi çift hat, elektrikli ve sinyalli olacak şekilde planlanmıştır.

Ankara-İzmir Yüksek Hızlı Tren Projesi ile günde karşılıklı 8 sefer yapılması ön görülmüş olup günde 6704 yolcu, yılda 2,5 milyon yolcu taşınabilecektir.

Ankara- İzmir Yüksek Hızlı Tren Güzergâhının 167 kilometre uzunluğunda ki Polatlı-Afyonkarahisar (Yeni İstasyon) kesiminin yapımı ile birlikte, Ankara- Afyonkarahisar arasının 1 saat 30 dakika olacağı ön görülmektedir.

Çizelge 1. Proje sözleşme bilgileri

İşin Adı	Ankara - İzmir Yüksek Hızlı Tren Projesi Ankara (Polatlı) - Afyonkarahisar Kesimi Altyapı Yapım İnşaatı
İdare	TC. Devlet Demiryolları İşletmesi Genel Müdürlüğü, Demiryolu Yapım Dairesi Başkanlığı
Sözleşme Tarihi	14.06.2012
Sözleşme Bedeli	714.432.200,00.TL
Güzergah uzunluğu	166,960 km
Minimum karp yarıçapı	3500 m
Maksimum eğim	% 0,16
Proje hızı	250 km/h
Kazı hacmi	48.942.873 m³
Dolgu hacmi	16.500.000 m³
Tünel uzunluğu (8 adet)	7505 m
Viyadük (16 adet)	6236 m
Köprü	16 adet
Üstgeçit	29 adet
Altgeçit	88 adet

3-POLATLI AFYON YÜKSEK HIZLI TREN PROJESİNDEKİ KAYA MEKANİĞİ VE ZEMİN MEKANİĞİ UYGULAMALARINDAN ÖRNEKLER

3.1 Giriş

Yaklaşık 165 km. uzunluğundaki Ankara - İzmir Yüksek Hızlı Tren Projesi, Ankara (Polatlı) - Afyonkarahisar Kesimi Altyapı Yapım İnşaatı kapsamında çok çeşitli imalat kalemleri ve arazi çalışmaları; viyadük imalatları, tünel imalatları, sanat yapısı imalatları ve toprak işi imalatları olarak dört ana bölüm altında sınıflandırmak mümkündür. Her bir ana bölümün altında ise daha detaylı açıklanabilecek imalat kalemlerinin olduğu aşikârdır. Böylesine uzun bir güzergâh üzerinde inşa edilecek yapıların zemin ya da kaya ile olan ilişkilerini göz ardı etmek mümkün değildir. Yapıların üzerinde ya da içinde inşa edilecekleri zemin/kaya koşulları ile olan ilişkisi tasarım aşamasından başlayarak inşaat süresince devam eden ve 70 - 100 yıllık yapı kullanımı süresi sonunda biten bir süreçtir. Bundan dolayı yapı - zemin/kaya ilişkisini doğru tanımlamak, uygun inşaat yöntemini kullanmak yapının sağlamlığını, inşaat süresinin kısılmasını ve dolayısı ile ekonomikliğini sağlayacaktır. Günümüzün modern mühendislik anlayışının içinde de bu kavramlar yer almaktadır.

Polatlı - Afyonkarahisar Yüksek Hızlı Tren Projesi imalatlarında zemin mekaniği ve kaya mekaniği kriterleri sürekli kullanılmaktadır. Güzergâh üzerinde yer alan tüm kayaç birimlerinin jeolojik ve jeoteknik parametreleri tanımlanması, bunlar için gerekli saha ve laboratuvar

çalışmalarının yapılarak değerlendirilmesi son derece önemlidir.

Viyadük ve sanat yapısı imalatlarında zeminin taşıma gücünün hesaplanması, buna göre gerekirse zemin iyileştirme yöntemlerinin uygulanması veya fore kazık uygulaması ile yükün daha derinlere aktarılması ve temel tiplerinin seçimi zemin/kaya mekaniği uygulama alanlarından biridir. Yarma kazılarında, kazı tabanlarının taşıyıcı güçlerinin hesaplanması gerekirse zemin iyileştirmelerin yapılması son derece önemlidir. Dolgu imalatlarında ise, taban iyileştirmeleri çok önemlidir. Yüksek dolgulara zamana bağlı konsolidasyon genellikle proje imalat sürelerini aşmakta, süre açısından daha fazla gecikmemek için kaliteli taban iyileştirmesi yapılarak dolgu yapılması gerekmektedir.

Tünel imalatları ile zemin/kaya mekaniği ilişkisi biraz daha detaylı olarak araştırılmıştır. Polatlı - Afyonkarahisar Yüksek Hızlı Tren Projesi kapsamında toplam uzunluğu 7505 m olan 8 adet delme tünel inşaatı yer almaktadır (Çizelge 2 ve Şekil 1). Bu çalışmada, proje kapsamında Bayat ve İscehisar arasında 6 adet tünel inşaatı vardır. Bu tünellerden T-6/7/8 birleşik tüneli 5205 m uzunluğunda olup ülkemizin sayılı uzun tünelleri arasındadır. Ayrıca bugün itibarıyla yapımı devam eden yüksek hızlı tren projeleri içinde Türkiye'nin en uzun ikinci hızlı tren demiryolu tüneli olma özelliğini taşımaktadır.

Çizelge 2. Tünellerin listesi

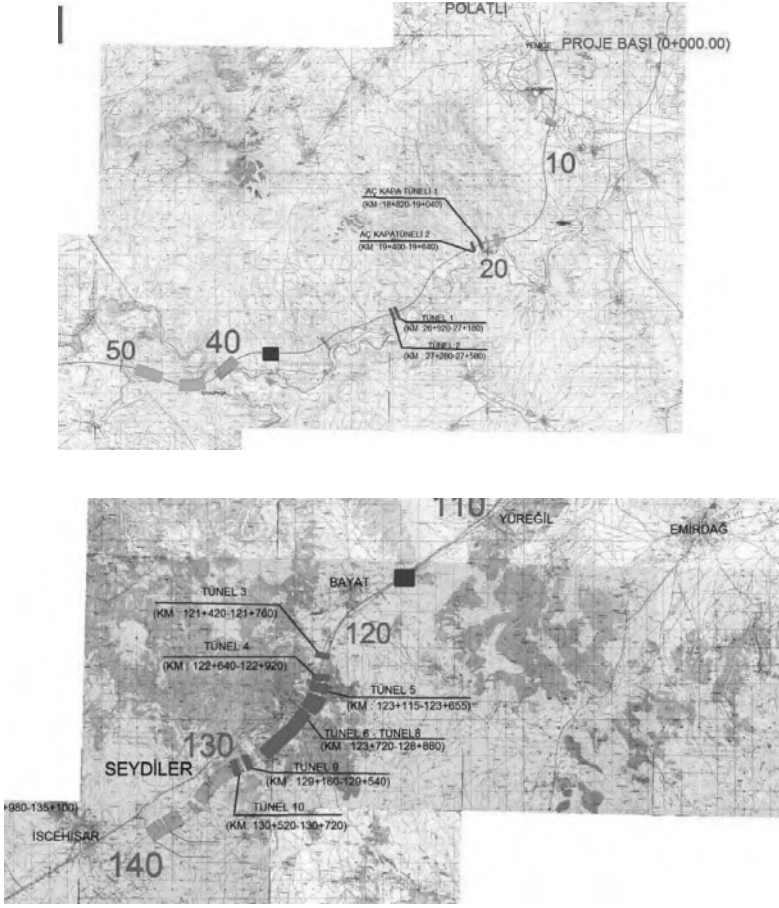
	Km Aralığı		Uzunluk	
T1 tüneli	26+920	27+180	260	m
T2 tüneli	27+280	27+580	300	m
T3 tüneli	121+420	121+760	340	m
T4 tüneli	122+640	122+920	280	m
T6-T7-T8 tüneli	123+675	128+880	5.205	m
T9 tüneli	129+160	129+540	380	m
T10 tüneli	130+520	130+720	200	m
Toplam			7.505	m

3.2 Çalışma Alanı Yeri

T-3,T-4,T-5,T-6/7/8, T-9 ve T-10 tünellerinin güzergahı Bayat ile Seydiler / İscehisar arasında yer almaktadır. Çalışma bölgesi Proje güzergahı üzerinde yaklaşık 7 km. uzunluğunda bir hat teşkil etmektedir. Çalışma alanına ait yer bulduru haritası Şekil 2 de sunulmuştur.

3.3 Tünel Tip Kesitleri

Bu tünellerde kullanılacak tip kesitler Şekil 3 ve Şekil 4 de taban döşemeli ve invertli olarak gösterilmiştir.



Şekil 1. Ankara - Afyonkarahisar yüksek hızlı tren güzergahı

3.4 Önceki Çalışmalar

Ankara-Afyon Yüksek Hızlı Tren Güzergahı, Arazi ve rapor çalışmalarında, Maden Tetkik ve Arama Müdürlüğü (MTA) tarafından hazırlanmış olan 1/25000 ve 1/1000 ölçekli jeolojik haritalar ile raporlardan yararlanılmıştır. Ayrıca proje sahası ve yakın çevresinin, Yüksel Domaniç Mühendislik Ltd. Şti. ve Su Yapı Mühendislik Müşavirlik A.Ş. İş Ortaklığı tarafından hazırlanan Polatlı (Ankara) – Afyon (Km: 0+000-164+560) Kesimi ve Afyon Direkt Geçişi (Km:0+000-18+509.550) Kesimi Jeolojik-Jeoteknik Etüt çalışmaları bulunmaktadır.

3.5 Genel Jeoloji

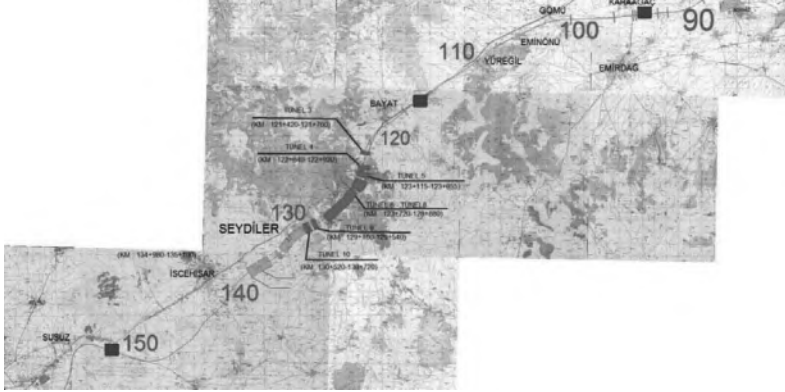
Afyon yöresinde Kütahya-Bolkardağı Kuşağına ait Mezosoik birimlerin altında yaygın olarak

metamorfik temel kayaları yüzeylenmektedir (Özcan ve diğ., 1990; Göncüoğlu ve diğ., 1992). Turhan ve diğ. (2003)'e göre Pre-Kambriyen yaşlı Afyon metamorfikleri olarak tanımlanan birimler; açık beyaz, grimsi beyaz renkli kuvarsit-albit-muskovit-biyotit-granat şist ile başlar. Bu birimler, beyaz-açık beyaz-gri renkli, foliasyon gösteren meta-kuvars porfir daykları ve Na-anfibol içeren koyu yeşil renkli, yapraklanmalı meta-bazik bileşimli dayklar tarafından kesilmiştir.

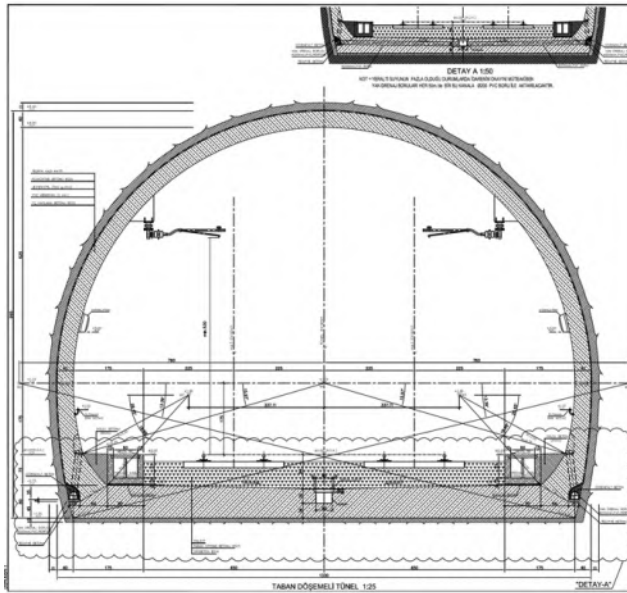
Bayat ilçesinin güney kesimlerinde Pre-Kambriyen yaşlı temel; açık beyaz, grimsi beyaz renkli kuvars-albit-muskovit-biyotit-granat şistler ve onları yoğun olarak kesen deforme olmuş ve foliasyon kazanmış meta-kuvars porfir dayklardan oluşur (Gürsu ve diğ. 2003). Bu yörede İhsaniye bölgesine benzer şekilde Pre-Kambriyen yaşlı temele ait birimler, Üst Permien yaşlı meta-çakıltaşları ile başlayan Eldeş formasyonu ile

uyumsuz olarak örtülür (Özcan ve diğ., 1990; Göncüoğlu ve diğ., 1992; 2001; 2003; Turhan ve diğ., 2003). Şekil 5 de Afyon kuzeyinde Kütahya-Bolkardağı kuşağında yer alan kaya birimlerinin haritası (Göncüoğlu, 2011) verilmiştir. Eldeş Formasyonu yörede tipik olarak metakarbonat, fillit, grafitist ve metakuarsit aralanması şeklindedir. Ayrıca, birim içinde kalkışist ve az

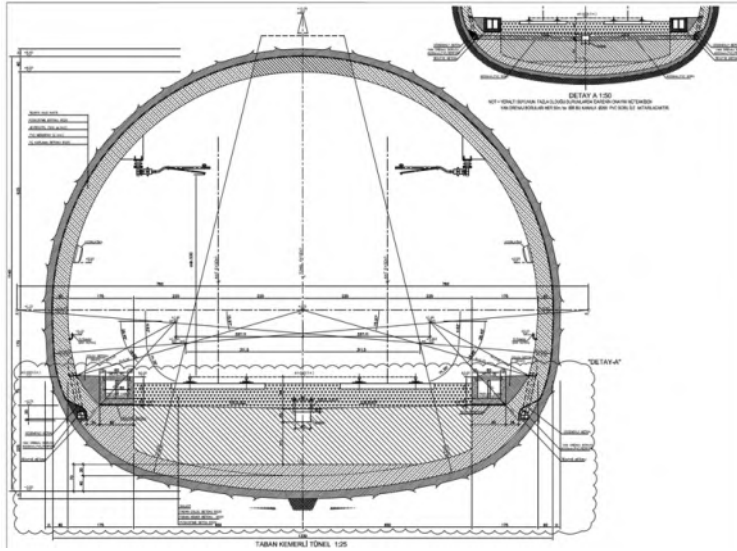
oranda da meta kuvars konglomeraları da izlenmektedir. Formasyonun egemen kayacını oluşturan meta karbonatlar, orta - kalın tabakalı, laminalı, genelde gri - siyah, yer yer pembe - beyaz renklidirler. Bileşim açısından rekristalize kireçtaşı, mermer, dolomitik kireçtaşı ve dolomit şeklindedirler.



Şekil 2. Çalışma alanı yer bulduru haritası



Şekil 3. Tünel tip kesiti, taban döşemeli



Şekil 4. Tünel tip kesiti, invertli

Ardıçlı Formasyonu kirli beyaz, krem, kirli sarı, kahve, yeşilimsi, morumsu renkli, yer yer düşük metamorfizma etkileri taşıyan kırıntılı kayalar ve bunların üzerine oolitlik ve dolomitik kireçtaşlarından oluşur. Birim, Özcan ve diğ. (1990) tarafından Konya civarında, Ardıçlı formasyonu olarak adlandırılmıştır.

Birim kaba taneli, kırmızı, mor renkli kumtaşı ve çakıltı ile başlar ve düşük dereceli metamorfizma etkisinde kalmış kırıntılar (kumtaşı, silttaşı ve şeyller), kireçtaşı ardalanması ile devam eder.

Çalışma alanı ve civarındaki Neojen çökelim süreci, uyumsuzluk düzlemleri ile birbirinden ayrılan başlıca üç tortul sekans ile temsil edilir.

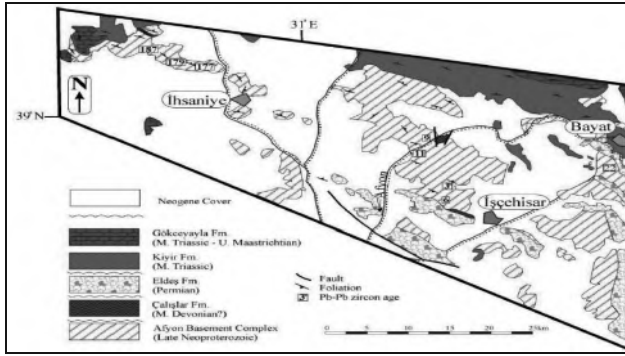
Karasal tortullaşma, geç Erken Miyosen'de egemen görsel Seyitgazi grubu ile başlar. Altta alüvyal ve üstte görsel çökellerden yapıli Gebeciler formasyonu'nun simgelediği Orta Miyosen tortul sekansı ile devam eden tortullaşma, Geç Miyosen alüvyal çökelimini yansıtan Erdemir formasyonu ile sona ermektedir. Bölgedeki kalkalkaliriyolitik volkanizmanın ürünü olan Seydiler ignimbiritleri genelleştirilmiş stratigrafide Seyitgazi grubu ile Gebeciler formasyonu arasında yer alır.

İlk kez Aydar ve diğ (1998) tarafından tanımlanan ve adlanan Seydiler ignimbiritleri, Afyon çevresindeki kalkalkaliriyolitik volkanizmayı yansıtan ignimbiritlerle simgelenir. Cevizli formasyonunun çökeldiği gölün içinde gelişen freatomagmatik volkanizma, başlıca iki evrede yerleşen ignimbirit sekanslarını üretirek

Köroğlu kalderası'nın oluşumu ile sonuçlanmıştır. Kaldere oluşumunu önceleyen erken pliniyen dönemin riolyitik piroklastikleri, Cevizli görsel istifinin üst bölümünde yer alır.

Aydar ve diğ. (1998)'e göre iki farklı patlama ünitesinden oluşan kaldere yakınlarında 250 m'ye ulaşan Alt Seydiler ignimbiritleri genelde tutturulmamış olmakla birlikte, kaldere içi ve yakın çevresinde iyi tutturulmuş bölümleri bulunur.

Bu bölümlerde poligonal soğuma sütunları görülmektedir. Kaldera içinden Kırka (Eskişehir) yakınlarına kadar olan tüm yayılım alanı içinde Alt Seydiler sekansının tabanı, akmanın yerleşimini izleyerek reomorfizmaya uğramıştır ve ötaositik dokulu taban vitrofiri ile simgelenir (Göktaş, 2010). Renk genel olarak beyazımsı açık gri, termal oksidasyona uğramış kesimlerinde pembe dir. Bol ve yaygın olarak dumanlı kuvars içeren matriks içindeki litik bileşenler az orandadır; metamorfik kaya, obsidiyen ve seyrek olarak riolyit parçalarından oluşur. Pümsiler kuvars, feldispat biyotit ve kseobogranat içerir (Öcal ve diğ. 2011). Tek patlama ünitesinden oluşan Üst Seydiler ignimbiriti birçok akma ünitesi yapıldır ve alttan üste bol miktarda gaz kaçış bacası içerir. Kalderanın yakın çevrelerindeki toplam kalınlık 150-200 m arasındadır (Aydar ve diğ 1998). Seydiler ignimbiritlerinin inceleme alanı kuzeyinde yer alan Kırka (Eskişehir) havzasındaki eşlenklerinden (Karaören formasyonu) 17.8±0.6 My yaşı K/Ar yöntemi ile alınmıştır (Yalçın, 1988).



Şekil 5. Afyon kuzeyinde Kütahya-Bolkardağı kuşağında yer alan kaya birimlerinin haritası (Göncüoğlu, 2011'den alınmıştır).

Afyon kuzeybatısındaki yüzleklerinden ise 40Ar/38Ar yöntemi ile 18.6 ± 0.5 My yaşı elde edilmiştir (Anderson, 1997). Şekil 6'da, çalışma alanı ve yakın çevresinin genelleştirilmiş stratigrafik dikme kesiti görülmektedir.

3.6 Yapısal Jeoloji

İnceleme alanının içinde bulunduğu Güneybatı Türkiye ve yakın dolayının tektonik gelişimi üç döneme ayrılmaktadır. Bunlar; Paleotektonik dönem, geçiş dönemi ve Neotektonik dönemdir. Güneybatı Türkiye'de bu üç dönem ve buna bağlı yapılar arasındaki ilişkilerin gözlemlendiği yörelerden biri Isparta Bölümü ve kuzey kesimidir (Koçyiğit, 1984). Paleotektonik dönem görece, otokton konumlu, Mesozoyik karbonat platformu üzerine İç Toros ofiyolit napının tektonik olarak yerleşmesiyle sona ermiştir. Alt-Orta Oligosen boyunca hem İç Toros ofiyolit napı, hem de Mesozoyik karbonat platformunu örten molas gelişmiştir. Geçiş dönemini temsil eden molasın oluşumu sırasında en büyük gerilme eksenini de düşey konumlandırır. Neotektonik dönemi etkileyen olay, yapı ve onlara bağlı olarak gelişmiş oluşuklar üç grupta toplanabilir:

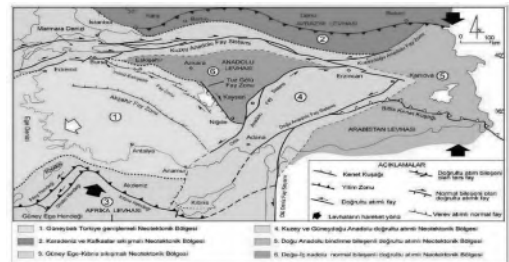
- 1) Karasal tortullaşma
- 2) Karasal tortullaşmayla yaşit vulkanizma
- 3) Blok faylanması

Afyonkarahisar ve civarında, Neojen'den beri aktivitesini sürdüren tektonik olaylar dizisi bölgeyi etkilemiştir. Ana tektonik yapılarda, KB-GD yönlü bir horst-graben sistemi ile KD-GB yönlü büyük bir fay gözlenmektedir. Horst-graben sisteminin bu fayla kesişim noktalarında Ömer-Gecek ve Gazlıgöl kaplıcaları oluşmuştur. Ayrıca bu faylara bağlı olarak tali faylar, tüy çatlakları ve açılma çatlakları da gözlenir. Bölgedeki kırıkların doğrultularının bir kısmı KD-GB ve D-B yönlüdür.

Şekil 7'de Türkiye ve Yakın Çevresinin Yalınlaştırılmış Neotektonik Haritası ve Şekil 8'de, Uydur görüntüsü üzerinde inceleme alanı ve yakın çevresindeki aktif faylar görülmektedir.

Yaz	Formasyon	Jeolojik birimler	Açıklama
Konaklar	Alayon	Qal	Az-yan tutulmuş, çakıl, kum, silt ve kil
Orta Myosen	Enderit formasyonu	Tme	Kızıl-kahve renkli çakıllı, kumtaşı, çamurlu
Orta Myosen	Gebeci formasyonu	Tmg	Altta çakıllı, kumtaşı, üstte göseler çökelir
Alt Myosen	Seydiler (görsel)	Tmsi	Sarı-beş renkli, tı paklanmış rhyolitik tuf
Alt Myosen	Cevizli formasyonu	Tmsc	Kireçtaşı, felsek tuf, kilitaşı, silttaşı ve az oranda kumtaşı
Orta Triyas-Jura	Lorae formasyonu	Tlı	Gri renkli, orta-kalın tabakalı kireçtaşı ve dolomit
Alt Triyas	Arslanç formasyonu	Tra	Kırı beyaz, krem, kırı sarı, kahve renkli, düşük metamorfizminde izlenir kumtaşı
Permian	Elday formasyonu	Pe	Metakarbonat, filit, grafitli ve metakuvanit aralıkları
Pre-Kambriyen	Afyon Metakristalleri	Pmk	Açık beyaz, grimsi beyaz renkli kuvarsit-altı-muskovit-beyazı-granat-pist ve foliyasyon gösteren meta-kuvanit porfir dayakları

Şekil 6. Çalışma alanı ve yakın çevresinin genelleştirilmiş stratigrafik dikme kesiti



Şekil 7. Türkiye ve çevresinin yalınlaştırılmış neotektonik haritası



Şekil 8. İnceleme alanı ve yakın çevresindeki aktif faylar (Faylar Emre ve diğ. 2012'den)

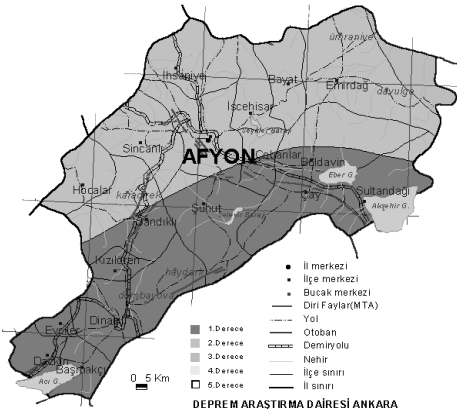
Depremsellik

Proje alanı; T.C. Afet ve Acil Yönetim Başkanlığı, Deprem Dairesi Başkanlığı tarafından yayınlanan Türkiye Deprem Haritası'nda 2. Derece Deprem Bölgeleri içinde kalmaktadır (Şekil 9). Bu nedenle projelendirmede belirli bir sismik riskin göz önüne alınması ve ilgili yönetmeliklere uyulması gerekmektedir.

3.7 Hidrojeoloji

Proje alanında gözlenen Afyon metamorfikleri genel olarak geçirimsizdir. Ancak birim içerisinde yoğun olarak gözlenen şistozite düzlemleri yeraltı suyu dolaşımına imkan sağlamaktadır.

Ayrıca birim içerisinde seyrek görülen çatlak sistemleri açık ve dolgunsuz olduğundan bu zonlar boyunca yeraltı suyu dolaşımını mümkün değildir. Elde edilen sondaj verilerinde metamorfik birim içerisinde kalınlığı birkaç metreyi bulan ezik ve kırık zonlar görülmüştür. Bu zonlar da yeraltı suyu hareketlerine olanak sağlamaktadır. Yapılan arazi çalışmaları sırasında birim içerisinde çeşme veya kaynağa rastlanılmamıştır.



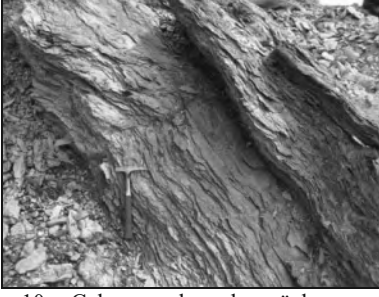
Şekil 9. Afyon ili deprem bölgeleri haritası

Tünellerin güzergahı boyunca yer yer gözlenen Seydiler İğnimbiriti genel olarak gözenekli yapısı ve içerdği sürekli çatlak sistemleri nedeni ile su tutma ve yeraltı suyunu taşıma özelliğine sahiptir. Arazi çalışmaları sırasında birim içine açılan yarmalarda, çatlaklardan su gelişi olduğu görülmüştür. Ayrıca arazide tuf ile metamorfik kondağında veya bu kondağa yakın alanlarda bolca su kaynağının varlığı görülmüştür. Birimin su tutma ve su taşıma kapasitesi göz önünde alındığında T-6/7/8 tüneli çıkış portalı ve yakın kesiminde tuf ile şist kondağında su çıkışı beklenmelidir.

3.8 Çalışma bölgesinin jeolojisi-jeolojik durum

Bayat ile Seydiler/İncehisar arasında kalan çalışma alanında, tünel güzergahı boyunca 2 farklı jeolojik birim ile karşılaşılacaktır. Bunlar Pre-Kambriyen yaşlı Afyon metamorfikleri ve Alt Miyosen yaşlı Seydiler İğnimbiriti'dir. Tünel güzergahı büyük oranda metamorfikler içerisinde yer alacak, ancak T8 tüneli çıkış portalında tuf ile metamorfik kondağı geçileceği öngörülmektedir.

Afyon metamorfikleri; tünel güzergahı boyunca geniş yayılım sunan ve güzergah boyunca en çok karşılaşılacak birimdir (Şekil 10). Birim açık beyaz, grimsi beyaz renkli kuvarsit-albit-muskovit-biyotit-granat şistten oluşmaktadır. Bozunma rengi kahve, turuncu ve sarıdır. Yoğun olarak şistozite göstermekte ve şistozite düzlemlerinin devamlılığı 10 m'den büyüktür. Birim orta ve yer yer yüksek ayrışmalıdır. Orta ayrışmalı kesimleri orta sağlam dayanıma sahiptir (ISRM sınıflamasında R3 dayanımda), bozunmanın yüksek olduğu kesimlerde ise zayıf kaya özelliği taşımaktadır (ISRM sınıflamasında R2 dayanımda). Şistozite düzlemleri birim içerisinde, hâkim süresizliktir. Devamlılıkları 10 m'den büyük ve sıklıkları 20 mm'den küçüktür. Şistozite düzlemleri geniş dalgalıdır (ISRM sınıflamasına göre dalgalı-düz). Aralarında herhangi bir bağlayıcı dolgu bulunmamaktadır. Birim içerisindeki çatlak sistemleri geniş aralıklı ve devamlılıkları 3-10 m arasındadır. Birim içerisinde kuvars miktarı yüksek, özellikle kuvarsin yoğun olduğu bazı yüzlemlerde birimin sağlam ve bozunmaya karşı dirençli olduğu görülmüştür. Km:125+600 ile 126+000 arasında kalan kesimde birim içerisindeki kuvars miktarının yüksek olması nedeni ile bu bölümde kaya direnci daha yüksektir. Bu alandaki şistlerin kuvars içeriğinden dolayı dayanımı yüksek ve arazide kafalar şeklinde mostralr vermektedir (Şekil 11).



Şekil 10. Çalışma alanında gözlenen Afyon metamorfiklerinden bir görüntü.

Yapılan arazi çalışmalarında, tünel güzergâhı üzerinde kalan kesimde birimden hiç su çıkışı gözlenmemiştir. Seydiler İğnimbiriti; çalışma alanının batı kesiminde geniş yayılım sunmaktadır. Afyon metamorfikleri üzerine akma şeklinde uyumsuz olarak yerleşmiş bu birimler geniş diller şeklinde tünel güzergâhına sokulmaktadır. Tünel güzergâhında Km:126+320 ile Km: 127+060 arasında nispeten geniş bir alanda görülmektedir. Bu alanda yapılmış olan T7 SK-126+602 sondajında birimin kalınlığı 35 m olarak görülmekte ve bu kesimde tünel kotuna inmemektedir.

Birimin, güzergâhın üzerinde bir diğer yüzleği Km:128+655 ile Km:128+880 arasındadır. Bu alanda inşa edilecek olan T6/7/8 tünel portalına yakın açılan T8-S2 sondajında birimin yüzeyden itibaren 16 m'ye kadar indiği görülmektedir. Bu kesimdeki tünel inşaatı yaklaşık 150 m kadar tuf ile şist kontağında açılacaktır (Şekil 12) ve portal imalatları da tuf ile şist kontağında yer alacaktır.

Birimin taze kırık rengi beyazımsı açık gri, bozunma rengi beyaz-gri ve sarımsı-krem, termal oksidasyona uğramış kesimlerinde pembedir (Şekil 12). Bol ve yaygın olarak dumanlı kuvars içeren matriks içindeki litik bileşenler az oranda; alt kesimlerinde metamorfik kaya, obsidiyen ve seyrek olarak riyolit parçalarından oluşur. Genel olarak masif yapıda ve tabakalanma göstermez. Birim az ve orta ayrışmalı, şist ile olan kontağında az miktarda karbonat içermekte ve bu kesimlerde daha fazla bozunma göstermektedir. Kontağa yakın bazı alanlarda birkaç cm çapında erime boşlukları içermektedir. Birim orta dayanıma sahiptir (ISRM sınıflamasında R3 dayanımda). Birim içerisindeki süreksizlikler 1-3 ve 3-10m sürekliliğe sahiptir (Şekil 13). Süreksizlikler geniş aralıktadır (ISRM sınıflamasına göre 600-2000 mm) ve yüzeyleri düzensel-pürüzlüdür.

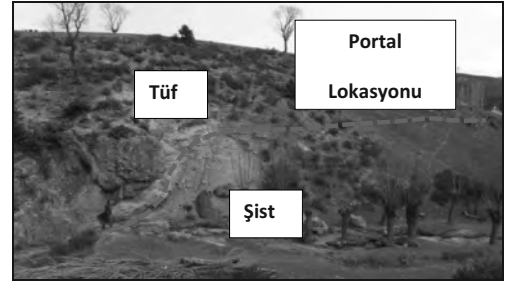
Tüfün gözenekli yapısı gereği su tutma ve taşıma kapasitesine sahiptir. Ayrıca sahada birim

içerisinde birçok su kaynağı ve çeşme gözlenmiştir. Bu sebeple T6/7/8 tüneli çıkışı portalı ve tünelin şist ile tuf kontağında kalan kesiminde su gelişi beklenmektedir.

Güzergâh boyunca yapılan mostra çalışmalarından karşılaşılan birimler içinde ölçülen süreksizlikler stereo net üzerinde gül diyagramları oluşturularak incelenmiştir.



Şekil 11. Tünel güzergâhının Km:125+600 ile 126+000 kesiminde gözlenen yüksek kuvars içerikli şistler



Şekil 12. Sağır köyü kuzeybatısında, tünel çıkışı portalında yer alan bir dere yatağında gözlenen tuf ile şist kontağı (Kırmızı kesikli çizgi dokanağı)



Şekil 13. T6/7/8 tüneli çıkışı portalı yakınında gözlenen tuf mostrası.

3.9 Yapılan Çalışmalar

Arazi çalışmalarında yapılan yüzeyel gözlemlerin yanı sıra, tünellerin jeolojik - jeoteknik yapısını

incelemek ve jeolojik modelinin oluşturulması amacıyla detay çalışmalar da yapılmıştır.

Sondajlar

Tünel güzergâhını oluşturan birimlerin jeolojik/ jeoteknik detaylandırılması, birimlerin mühendislik özelliklerinin belirlenmesi ve yeraltı suyu seviyesinin tespiti amacıyla tünellerin giriş ve çıkış portalları ile tünel güzergâhı üzerinde 22 lokasyonda toplamda 1531 m uzunluğunda sondaj çalışması yapılmıştır (Şekil 14). Sondajlara ait karotlardan loglar yapılmış ve tünellerin projelendirilmesinde yararlanılmıştır.

Yerinde Deneyler

Pressiyometre Deneyi

Çalışma sahasında yapılan sondaj çalışmaları sırasında sahada pressiyometre ve basınçlı su deneyleri yapılmış olup saha ve veri raporu kapsamında değerlendirilmiştir.

Proje alanı mühendislik yapılarının temel zeminini oluşturan kaya ve zemin birimlerinin özelliklerini belirlemek amacıyla Kilci mühendislik tarafından pressiyometre deneyleri yapılmıştır. Bu deneylere ait özet Çizelge 3 ve Şekil 15'de sunulmuştur.

Basınçlı Su Deneyi (BST)

İnceleme alanında açılan sondaj kuyularında su kaçaklarını, formasyonun geçirimsizlik durumunu saptamak amacı ile basınçlı su testleri yapılmıştır.

İnceleme alanında ana kayada yapılmış olan BST sonuçlarına göre şist birimler SK-123+719 nolu sondajda $Lu=3.07-4.55$ arasında elde edilmiş olup kayalar az geçirimlidir. SK-124+169 nolu sondajda yüzeyden 12.00 m derinliklere kadar $Lu=33.44-37.30$ olup şistler üst seviyelerde çok geçirimli olup, tünel aksında ise $Lu=3.83$ olup az geçirimlidir (Çizelge 4)



Şekil 14: T-5 Tüneli SK-123+126 no'lu sondaj

Laboratuar Deneyleri

Proje alanında yapılan sondajlardan alınan numuneler üzerine, birimlerin mühendislik özelliklerini belirlemek amacı ile gerekli laboratuar deneyleri yapılmıştır;

- Birim Ağırılık,
- Tek Eksenli Basınç Direnci
- Elasite Modülü
- Nokta yükleme Deneyi

Sondajlardan alınan numuneler üzerinde gerekli deneyler akreditasyonunu tamamlamış zemin ve kaya mekaniği laboratuarında TS-1900 ve ASTM standartlarına uygun olarak yapılmıştır. Bu deney çalışmalarının küçük bir bölümü Çizelge 5 de özet olarak sunulmuştur.

Çizelge 3. T-6/7/8 Tüneli Pressiyometre Deney Sonuçları

Sondaj No	Derinlik (m)	Elastisite Modülü EM (kg/cm ²)	Limit Basınç Pl (kg/cm ²)	Net Limit Basınç Plnet
SK-123+719	5.00	4866	43.2	40.0
	10.00	7512	44.4	39.9
	15.00	8459	46.0	39.7
	20.00	13491	44.0	42.8
	25.00	17411	45.0	43.7
	30.00	23491	46.0	42.9
SK-124+184	5.00	1173	40.7	36.4
	10.00	6800	39.9	35.7
	15.00	2010	42.6	40.7
	20.00	1813	41.4	39.5
	25.00	3477	42.1	36.9
	32.00	2801	46.2	42.6

3.10 Tünel Jeoteknik Parametreleri

Tünel destek sistemini belirlemek amacı ile nümerik analizlerde kullanılacak olan kaya kütle parametreleri hazırlanan T5 Tüneli Jeolojik Jeoteknik Etüd Raporundan örnek olarak alınmıştır. alınmıştır. Kaya kütle parametreleri Çizelge 6 da özetlenmiştir.

3.11 Tünel Destek Sistemlerinin Belirlenmesi

Tüneller, inşa edildikleri zeminlerin özellikleri itibarıyla tasarımları oldukça güç yapılardır. Bu güçlüklerin nedenleri arasında

- genellikle anizotropik ve heterojen davranış gösteren süreksiz yapıları,
- eklem takımları ve bunların dağılımları,
- olası kayma düzlemleri,
- yeraltı suyunun etkisi,

- bunlara bağlı olarak zeminin fiziksel ve mekanik özelliklerinin sağlıklı olarak belirlenmesindeki güçlükler sayılabilir.

Tünel geometrisi değişkenliği, destek elemanları özel durumları, yapı-zemin etkileşimi, yük dağılımının karmaşıklığı gibi faktörler de problemin güçlüğüne artıran etkenlerdir.

Ana hatları ile özetlenen tüm bu belirsizlikler içinde tünel açma yönteminin yük dağılımına olan etkisi ve özellikle tünel açılmadan önceki sınırlı jeolojik ve jeoteknik veriler ise problemin bir başka boyutudur. Dolayısıyla tünel tasarımı yapabilmek için tek bir yöntem yeterli olamamaktadır. Bu nedenle, günümüzde tünellerin yapısal tasarımında analitik yöntemler, sayısal yöntemler ve ampirik yöntemler olmak üzere başlıca üç farklı yaklaşımdan yararlanılmaktadır.

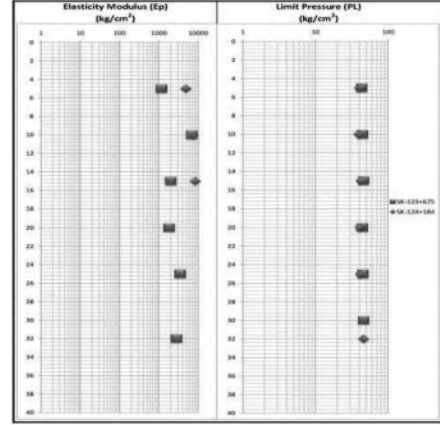
Analitik Yöntemler:

Çok basit tünel geometrileri (genellikle dairesel) ile sürekli ve homojen sınır koşulları için çözüm verebilmektedir. Tasarımlarda kullanılacak genel teorileri açıklamak ve oluşturulan sayısal modellerin doğruluklarını denetleme bakımından başarılı olan analitik yöntemler detaylı tasarım amacı ile kullanıldığında yetersiz kalmaktadır. Bu yöntemlerde zemin ve destek elemanlarının davranış ve etkileşim parametreleri çözümlenebilse bile, kapalı formdaki davranış denklemlerinin tanımlanmasında genellikle güçlükler ile karşılaşmaktadır.

Sayısal Yöntemler:

Sonlu Elemanlar (Finite Elements, Finite Difference), Sınır Elemanları (Boundary Elements) ve bunların birleştirilmesi ile oluşturulan Karma Elemanlar (Hybrid Elements) gibi sayısal yöntemler esasta analitik yöntemlerden türetilmiştir. Yöntem esas olarak belirli bir geometrisi olan sürekli veya belirli süreksizlikler içeren bir ortamı ve bunun içindeki yapıyı tarif eder. Sayısal yöntemler yapıyı, küçük elemanların düğüm noktalarındaki deformasyon sürekliliğini sağlayacak şekilde bağlanması ile oluşturulan tüm bir sistem halinde ele alırlar. Aslında bu özellikleri ile karmaşık geometri ve sınır koşullarını, ardışık kazı aşamalarını, değişik aşamalarda uygulanan destek sistemlerini ve elastik veya plastik davranışları tanımlayabilme açısından tünel tasarımının vazgeçilmez bir yöntemidir. Tasarımın başarısı jeolojik modelin doğruluğuna ve jeoteknik verilerin uygunluğuna bağlıdır. Yöntemde, kullanılan nokta ve eleman sayısı ile istenilen yaklaşıklıkta çözüm elde edilebilir. Ancak

unutmamak gereklidir ki, klasik doğrusal sayısal yöntemler deformasyonların sürekliliği esasına dayanmaktadır ve zemin katmanları arasında oluşabilecek aşırı deformasyonları ve ayrışmaları modellemek açısından yeterli olmayabilir.



Şekil 15: T-6/7/8 Tüneli Sondajlarında yapılan Pressiometre Deney Sonuçları Özet Grafiği

Çizelge 4. Kayaçların Lugeon birimine göre geçirimsizlik sınıflandırması

Lu (l/dk/m)	Geçirgenlik Sınıflaması
0 – 1	Geçirimsiz
1 – 5	Az geçirimli
5 – 25	Geçirimli
> 25	Çok geçirimli

Ampirik Yöntemler:

Ampirik yöntemlerde daha önce kazılan tünellerden elde edilen deneyimler çok önemlidir. Kaya kütlelerinin kalitesi ve duraylılığı sınıflandırılır ve benzer nitelikteki zeminlerde önceden denenmiş destek sistemleri uygulanır. Bu yöntemlerde tünelin yer aldığı kayanın niteliği, ekleme sistemi ve koşulları, yeraltı suyunun varlığı gibi özellikler sayısal olarak değerlendirilir ve sınıflandırılır. Yaygın olarak kullanılan kaya sınıflama yöntemleri Barton' un geliştirdiği Q sistemi ve Bieniawski'nin geliştirdiği RMR (Rock Mass Rating) Jeomekanik Sınıflamadır. Bunların yanı sıra kayanın tüm davranış özelliklerini bir bütün olarak tanımlayan ve NATM sınıflaması olarak da anılan ÖNORM B-2203 sınıflaması ise, özellikle Avrupa ülkelerinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Tünel açımı sırasında yapılacak gözlemlere ve deformasyon ölçümlerine dayanarak denetlenen NATM sınıflaması, Q ve RMR sınıflamalarını tamamlar özelliktedir. Her üç sınıflama yöntemi arasında ilişki kurmak mümkündür.

Tasarım Yöntemi

Tünel açılmadan önceki sınırlı jeolojik ve jeoteknik veriler ile tünel tasarımı yapabilmek için özetlenen yöntemlerden hiçbiri tek başına yeterli olamamaktadır. Tasarımın ikinci aşamasında incelenmesi gerekli görülen tünel kesitleri ve bu kesitler için belirlenen kaya sınıfları, ön jeolojik verilere dayalı fiziksel ve mekanik özellikler ile birlikte analitik olarak modellenmeye çalışılır. Hazırlanan modeller sayısal yöntem (hybrid

elements) ile ve ardışık kazı aşamaları için elasto-plastik olarak analiz edilmiştir. Bu analizler sonucu, kaya ve destek sistemlerindeki gerilmeler, sürekli ortam prensibine dayalı plastik deformasyonlar, tünel çevresindeki asal gerilmelerin emniyet faktörleri ve plastikleşme bölgeleri hesaplanarak her kaya sınıfı için önerilen destek sistemleri denetlenmiş ve bunların yeterlilikleri kanıtlanmış olur.

Çizelge 5. T-6/7/8 Tüneli Kaya mekaniği laboratuvar deneyleri özet tablosu

No	Sondaj No	Derinlik (m)	Doğal B.A (kN/m ³)	Tek eksenli basınç dayanımı	Elastisite Modülü	Nokta Yükleme Deneyi
				UCS (Mpa)	Ei (Gpa)	Is (Mpa)
1	SK-123+719	5,00	25.10	6,04		
2	SK-123+719	9,00	26.70	18,7		
3	SK-123+719	16,00	26.20	21,9		
4	SK-123+719	20,00	26.30	17,4		
5	SK-123+719	26,00	26.20	19,6		
6	SK-123+719	29,00	26.20	18,2		
7	SK-124+169	6,00	24.30	-		0,65
8	SK-124+169	10,00	24.80	13,1		
9	SK-124+169	16,00	25.80	21,5		
10	SK-124+169	20,00	24.10	-		0,48
11	SK-124+169	26,00	25.70	19,2		
12	SK-124+169	31,00	26.00	15,6		
13	SK-124+234	10,50	25.50	14,2		
14	SK-124+234	15,00	25.50	13,3		
15	SK-124+234	20,00	25.60	19,6		
16	SK-124+234	24,50	26.80	28,5		
17	SK-124+234	31,00	26.30	20,8		
18	SK-124+234	36,00	26.10	23,7		
19	SK-124+234	39,00	25.80	21,5		
20	SK-125+898	243.00-246.00	25.40	18,8		
21	SK-125+898	249.00-252.00	27.30	7,3		
22	SK-125+898	252.00-254.00	27.40	4,3		
23	SK-125+898	254.00-257.00	27.00	2,8		
24	SK-125+898	257.00-260.00	25.90	27,3		
25	SK-125+898	260.00-263.00	24.70			0,09
26	SK-125+898	263.00-264.50	25.20			1,4
27	SK-125+898	264.50-266.50	25.40			1,4
28	SK-125+898	266.50-269.50	26.70	15,1	3,8	
29	SK-125+898	269.50-272.50	-			
30	SK-125+898	272.50-276.00	26.10			0,9
31	SK-125+898	276.00-279.00	27.10	6,2		
32	SK-126+602	141.50	27.30			2,1
33	SK-126+602	145.00	27.30	21,5		
34	SK-126+602	155.00	25.10			0,1
35	SK-126+602	158.50	23.70	25,2		
36	SK-126+602	161.00	25.50	1,9		
37	SK-127+695	134.00	27.30			1,2
38	SK-127+695	141.00	27.40			1,4
39	SK-127+695	144.00-146.00	27.20			1,1
40	SK-127+695	149.00	27.40	11,8	2,6	
41	SK-127+695	151.50	22.80			
42	SK-128+860	3.00	21.00	3,4		
43	SK-128+860	6.50	18.70	1,3		
44	SK-128+860	11.00	21.60	2,6		
45	SK-128+860	13.00	23.40	8,3		
46	SK-128+860	21.00	18.80			0,094
47	SK-128+860	24.00	19.00			0,064

Çizelge 6. T5 tüneli jeoteknik parametreleri (T5 Tüneli Jeoteknik Etüd Raporu)

Sondaj No	SK-123+126	SK-123+651
RMR	17	24
Q	0.041	0.125
NATM	C2	C2
Elastisite Modülü (MPa)	9000	9000
Tek Eksenli Basıncı Dayanımı (Mpa)	16	13
GSI	15	20
mi	10	10
Örselenme Faktörü, D	0.3	0.3
Birim Hacim Ağırlık (kN/m ³)	26.0	26.0
Kohezyon (MPa)	0.053	0.060
İçsel Sürtünme Açısı, (°)	33	34
M	0.281	0.347
S	0.000027	0.0001
Deformasyon Modülü, Em (MPa)	264	312
Önerilen Poisson Oranı	0.25	0.25
Örtü Yüksekliği	25 m	25 m

4. YENİ AVUSTURYA TÜNEL AÇMA YÖNTEMİ (NATM)

Tünel açılırken zeminin yapacağı deformasyonlar ve zemin gerilmelerinde oluşacak değişimler açılış tekniğine yakından bağlıdır. Projemizde imalatı yapılacak olan tünellerin mekanik kazı yöntemi ile açılması, destek sistemlerinin Yeni Avusturya Tünel Açma Yöntemi - NATM'e göre geliştirilmesi ve önerilmektedir.

Tünel açma ve destek sisteminin tasarımı için önerilen Yeni Avusturya Tünel Açma Yöntemi'nin en önemli 6 özelliği ve yöntemin avantajları kısaca özetlenir ise;

- Kaya kütlelerinin doğal dayanımından olabildiğince yararlanmak, bu amaçla destek sistemlerini en uygun zamanında yerleştirmek,
- Rijit destek sistemi yerine kaya deformasyonlarına ve kemerleşmeye uyum sağlayabilecek esnek destek sistemleri kullanmak, böylece destek sistemi ile kazı yüzeyi arasında tam bir temas sağlamak,
- Püskürtme beton, hasır çelik, kaya bulonu ve/veya hafif çelik iksa kullanımı sayesinde aşırı gevşeme ve deformasyonları süratle ve zamanında önlemek,
- Sürekli deformasyon ölçümleri ile kazı ve destek sistemlerini denetlemek, gerektiğinde aşamalı kazı yapmak veya diğer destek sınıflarına kolayca geçebilmek,

- Gerektiğinde ve özellikle zayıf zemin veya kayalarla taşıyıcı halkayı zamanında kapatarak destek sisteminin tam olarak çalışmasını sağlamak,

- Kazı sırasında yapılacak gözlem ve ölçümlere bağlı olarak belirlenen kaya sınıfı ve destek sistemlerinin inşaat gelen yükleri yöntemine göre ödemelere esas oluşturmada esneklik sağlamak.

Yeni Avusturya Yöntemi ile tünel açmanın temel ilkesi kayayı olabildiğince kendisine taşıtmaktır. Tünelin açılış sırasında kayanın (kabul edilebilir emniyet sınırları içinde kalmak koşulu ile) bir miktar deformasyon yapmasına izin verilmesi taşıyıcı sistem üzerine gelen yükleri önemli ölçüde azaltır. Kontrollü olarak serbest bırakılan kaya kemerleşerek yükü yanlara aktarmakta, böylece kazı çevresinde bir taşıma halkası oluşturarak kendi taşıma kapasitesini maksimum seviyede kullanmaktadır. Tünel aynasında üç boyutlu olan kemerleşme aynadan uzaklaştıkça iki boyutlu hale gelir.

Destek sistemleri kayanın tüm yükünü taşımaktan çok, kazı çevresindeki taşıyıcı halkanın bütünlüğünü koruyarak plastik deformasyonları kontrol altına almak ve kayanın kendisini tutabilme özelliğini engelleyecek aşırı gevşemeleri önlemek amacı ile kullanılmaktadır. Bu nedenle, destek sisteminin kayanın deformasyonlarına uyum sağlayabilecek kadar esnek olması yöntemin en önemli kriterlerden biridir. Kaya kendi yükünü taşıyamayacak kadar zayıf ise, kullanılan destek kaya taşıma kapasitesine yaklaştıktan sonra dengeye ulaşabilmesi için hala gerekli olan ilave iç basıncı sağlayarak sistemi duraylı hale getirir.

4.1. Birincil Destekleme Sistemi

Tünel projelendirme işleri NATM projelendirme kriterlerine göre yapılmıştır. NATM'nin ana kavramı, bir tünel profilini çevreleyen kaya kütlelerinin, yük oluşturan bir eleman yerine, yük taşıyan bir eleman haline dönüştürülebilmesidir. Dolayısıyla ilk destek sistemi uygulanmadan önce ve sonra limitli bir deformasyon oluşmasına izin verilir. NATM'nin en önemli özelliği desteğin tam zamanında tatbik edilmesidir. Eğer hiç bir deformasyona müsaade edilmeden destek uygulanırsa destek sistemi çok fazla yüklenir ve ekonomik olmaktan çıkar. Aksi durumda ise zeminde bozulma ve aşırı deformasyonlar meydana gelir. Projelendirme esnasında yük dağılımı (loadsplıit) ve malzeme yumuşaması (material softening) kullanılarak bu prensip uygulanmıştır.

Bu sistemde birincil (primary) destekleme elemanlarının inşa edilmesinden sonra ortaya

çıkabilecek zemin deformasyonları ve hareketlerinin sona ermesinden sonra ikincil destekleme sisteminin inşasına geçilmesi öngörülmüştür. Bu durumda zeminden gelen basıncın, birincil destekleme sistemi ile desteklendiği düşünüldüğü için, kaplama betonuna yük aktarımı olmayacağı kabul edilmektedir. Dolayısıyla kaplama betonu için ayrıca bir analiz yapılmamıştır.

Birincil Destekleme Sisteminde Kullanılan Elemanlar

Tünel destekleme sistemini birincil destekleme sistemi ve ikincil destekleme sistemi olmak üzere ikiye ayırmak mümkündür. Birincil destekleme sistemi elemanları, karşılaşılan kaya sınıfı ve jeolojik koşullarına göre aşağıdaki sistemlerden ve/veya bunların çeşitli kombinasyonlarından teşkil edilmiştir.

a. Püskürtme Betonu

Çevre kayanın gevşemesini engelleyen taşıyıcı bir eleman olan püskürtme betonunun kullanımı kaçınılmazdır. Destekleme elemanlarından en yüksek destek basıncını sağlayan eleman püskürtme betonudur. Tabakaların kopma ve düşme olasılığına karşılık tüm destekleme sistemlerinde kazının hemen ardından ilk tabaka püskürtme betonu uygulanacaktır. Püskürtme betonu sınıfı C20/25 olacaktır. Ancak tünelde gerekli görüldüğü takdirde gerekli onaylar alınarak beton sınıfı artırılabilir.

b. Çelik Hasır

Püskürtme beton kaplamanın statik ve konstrüktif donatısını teşkil etmek üzere beton tabakaları arasına çelik hasır uygulanmaktadır. Kaya ile püskürtme beton arasında adhezyonu sağlamak, betonun prizini alana kadar geçen sürede stabilizasyonu, kayma mukavemetinin artırılması ve aşırı çatlakların önlenmesi amaçlanarak, hasır çelik kullanımı düşünülmüştür. Projemizde Q 221/221 ve Q 589/443 tipinde hasır çelik kullanılmaktadır. Tespit ve bindirme boyları için Karayolları Teknik Şartnamesi göz önüne alınmaktadır.

c. Çelik iksa

Çelik iksa, NATM destek önlemleri arasında önemli bir yer tutmamaktadır. Esas olarak çelik iksa, taze püskürtme beton yük taşımaya başlamadan önce derhal destek sağlamakta ve betonun mukavemetini kazanmasından sonra çelik hasırla birlikte donatı teşkil etmektedir. Çelik iksa

ayrıca süren kazıklara destek teşkil etmekte ve çalışanlar için psikolojik bir güven sağlamaktadır.

d. Süren boruları veya Demir Çubuklar

Ön kazıklı desteklemenin amacı ayna çevresinde şemsiyelenme vasıtasıyla destek sağlamaktır. Bu amaçla Ø 1,5" enjeksiyonlu borular kullanılacaktır. Aralıkları kaya sınıfına bağlı olarak c/c -30-40 cm olarak yapılacaktır. Ayrıca bazı boruların deliğe sabitlenmesinin ardından enjeksiyonsuz olarak bir süre bekletilmesi, aynaya gelebilecek yeraltı suyunun drene olması için olanak sağlamaktadır. Daha sonra bu borular enjeksiyon yapılarak gerçek işlevleri kazandırılır.

e. Kaya Bulonları

Projede kaya bulonları, sistematik olarak standart destekleme sisteminin bir parçası olmak üzere uygulanacaktır. Kayma direncini arttırmak suretiyle kaya kütesinin dayanım ve kalitesini arttırdıkları, tünel içine doğru olan deformasyonları azalttıkları ve ayrıca kaya sökülmelerini önledikleri için tüm destekleme sistemlerinde kaya bulonları kullanılmaktadır. Kaya bulonu uzunlukları, tünel etrafında oluşan plastik bölgenin ~2 m dışına çıkacak şekilde seçilmiştir. Enjeksiyon delik çapı, bulon çapının 1,5 katı olacaktır. Bulonlar tünel duvarlarına ırsal olarak yerleştirilmektedir.

4.2. İkincil Destekleme Sistemi

Genel olarak tünel destekleme sistemi birincil desteklemeye göre yapılmakla birlikte aşağıdaki sebeplerden dolayı ikincil destekleme sistemine gerek duyulmuştur.

- Stabilitate: Püskürtme beton zamanla mukavemetini kaybedebilir. Ayrıca sıkışan ve zamana bağlı deformasyon gösteren zeminler sonucu ilave yükler oluşabilir,
- Su geçirimsizliği,
- İşletme ekonomisi: Sürtünmenin azalması (araç ve havalandırma açısından),
- Görünüm.

Bu amaçla 40 cm kalınlığında ve eşdeğer küp dayanımı=30.0 N/mm², (C25/30) dayanımında beton kullanılacaktır.

NATM'a göre iksa sınıfı

ÖNORM 2203'e göre kaya iksa sınıflaması tespit edilmiş olup Projemiz kapsamında yapımına devam edilen T5 tünelinin tamamı C2 kaya sınıfı içerisinde açılacaktır. NATM ve RMR kaya sınıflama karşılaştırması Şekil 16 de verilmiştir.

1996 yılında Bieniawski, RMR kaya sınıflamasının destek sistemini Avusturya Standardı 2203 (ÖNORM B 2203)'e göre ilişkilendirmiştir

Tünel kazısı sırasında farklı kaya koşulları ile karşılaşılması beklenmelidir. Özellikle örtü yüksekliğinin fazla olduğu kesimlerde B3 kaya sınıfı düşünülmelidir. Tünel kazısı sırasında yapılacak olan jeoteknik ayna haritalamaları (perimetrik), tünel içi deformasyon ölçümleri değerlendirilerek, koşulların sağlanması durumunda B3 kaya sınıfına geçilebilir.

Ayna jeoteknik haritalamaları esnasında RMR değerinin yaklaşık 26 ile 47 arasında olması durumunda B3 kaya sınıfı düşünülmelidir. Ayrıca deformasyon ölçümleri sırasında gerçekleşen deformasyonların, 5 cm altında kalması durumunda B3 kaya sınıfına geçilebilir.

Bununla beraber tüneldeki kaya koşullarının kötüleşmesi, aynada yaşanacak stabilize problemleri, deformasyonların C2 kaya sınıfında belirlenen değerlere yaklaşması durumunda müşavir ve idarenin onayı alınarak C3 kaya sınıfına geçilebilecektir. Bu koşullar yerinde yapılacak olan perimetrik ayna haritaları, jeoteknik ölçümler ile deformasyon ölçümleri ile beraber değerlendirilmelidir.

Gevrek Kaya Kütleleri

“B” olarak gösterilen kaya kütlelerinin davranışı, yapısal kenetlenme ve/veya çekme mukavemeti azlığından ötürü hızlı gevşeme ve ayrışmaya meyillidir.

Hemen hemen tüm çevrede, boşluk civarındaki ikincil gerilmeler, kaya kütlelerinin mukavemetini biraz aşmakta, bununla beraber bu zafiyet mekanizması içerilere ulaşmamaktadır. Destek yapımının gecikmesi halinde artan çökmeler meydana gelir.

Baskılı Kaya Kütleleri

“C” olarak gösterilen kaya kütlelerinin davranışı genellikle, kaya basıncının yeniden dağılımı süreci ve/veya deplasman sınırlamaları sonunda oluşan gerilmelerin kaya dayanımından daha büyük olduğunu göstermektedir.

Kaya kütlelerinin aşırı gerilmelere maruz kalması ile kabuk atma, burkulma, kesme ve boşluğa doğru plastik hareket gibi zafiyet mekanizmaları oluşur. Kaya kütlelerinin plastisite ve viskozitesi, zamana bağlı belirgin deformasyon davranış göstermesine ve sonuçta büyük deformasyonlara yol açar.

Kaya zati ağırlık yüklerinin aktif hale geçmesi ve önemli miktarda gevşeme basıncı, sadece büyük deformasyonlara izin verildiğinde meydana gelir. Bu durum kaya kütlelerine zarar verecek derecedeki

gevşeme ve ayrışma, kaya dayanımında büyük miktarda azalmaya yol açar. Açılan boşluktaki büyük deformasyonlar ve uzun dönemde zamana bağlı deplasman davranışı, zeminin elastik olmayan, plastik ve viskoz davranışına bağlıdır.

Çatlamaya veya dökülmeye eğilimli kaya kütleleri ve şişme özelliği gösteren bileşenleri olan kaya kütleleri bu gruba girer.

Bu grup, aynı zamanda ayrılmış veya bozmuş kayalar, gevşek zemin ve organik zeminler gibi kaya kütlelerini kapsamaktadır. Kaya kütlelerinin düşük özellikleri nedeniyle kohezyon miktarına ve/veya gevşeme basıncını takiben aşırı gerilmelere bağlı olarak, elastik veya plastik aşırı gerilme oluşur.

Q, RMR, KGM, NATM KAYA SINIFI VE ÖNORM (1994)

Q-NGİ	KAYA KÜTLE DERECESİ (RMR)	ÖNORM B2203 Ekim 1994 ve sonrası
OLAŞANÜSTÜ IYI	100	A1 STABİL
SON DERECE IYI	94	
ÇOK IYI	83	
	70	
IYI	70	A2 SONRADAN AZ SOKULAN
ORTA	53-64	B1 GEVREK
ZAYIF	47	B2 ÇOK GEVREK
ÇOK ZAYIF	40	B3 TANELİ
SON DERECE ZAYIF	26	C1 DAĞ ATMA
	20	
	0.023	C2 BASKILI
	0.015	C3 ÇOK BASKILI
	0.008	C4 AĞIRCI
OLAŞANÜSTÜ ZAYIF	0.002	C5 ŞİŞEN
	2.5	

Şekil 16. Q, RMR ve NAMT kaya sınıflamalarının karşılaştırılması (Grimstad ve Barton 1993, Barton 1995 ve 2002)

KAYNAKLAR

- Akyüz, H.S., Uçarkuş, G., Şatır, D., Dikbaş, A., Kozacı, Ö. 2006. 3 Şubat 2002 Çay depreminde meydana gelen yüzey kırığı üzerinde paleosismolojik araştırmalar. Hacettepe Üniversitesi Yerbilimleri Uygulama ve Araştırma Merkezi Dergisi, Yerbilimleri, 27 (1), 41-52
- Aydar, E., Bayhan, H., Gourgaud, A. 1998. Köroğlu Caldera, mid-west Anatolia, Turkey: volcanological and magmatological evolution. Journal of Volcanology and Geothermal Research, 85, 83-98.
- Barton N., (2002), Somenew Q-value correlation stoassist in site characterisation and tunnel design, IJRM & Mining Sciences 39 (2002) 185-216
- Bieniawski, Z.T., (1989) Engineering Rock Mass Classifications: A Complete Manual For Engineers and

- Geologists in Mining, Civil and Petroleum Engineering. John Wiley&sons, Inc.
- Erbey Müh. Müş. İnş. San ve Tic. Ltd. Şti. Geoteknik, Zemin sondajı ve laboratuvar, TCDD Genel Müdürlüğü Demiryolu Yapım Dairesi Başkanlığı Ankara - İzmir Hızlı Tren Projesi, Ankara (Polatlı) - Afyonkarahisar Kesimi Altyapı İnşaatı Zemin Mekaniği ve Kaya Mekaniği Deney Sonuçları, Aralık 2012, Ocak 2013, Nisan 2013
- Fugro Sial Yerbilimleri Müşavirlik ve Mühendislik Ltd. Şti. TCDD Genel Müdürlüğü Demiryolu Yapım Dairesi Başkanlığı Ankara - İzmir Hızlı Tren Projesi, Ankara (Polatlı) - Afyonkarahisar Kesimi Altyapı İnşaatı T-6/7/8 Tünelleri Jeolojik - Joeteknik Etüd Raporu. Temmuz 2013
- Fugro Sial Yerbilimleri Müşavirlik ve Mühendislik Ltd. Şti. TCDD Genel Müdürlüğü Demiryolu Yapım Dairesi Başkanlığı Ankara - İzmir Hızlı Tren Projesi, Ankara (Polatlı) - Afyonkarahisar Kesimi Altyapı İnşaatı T-5 Tüneli Proje Raporu. Şubat 2013
- Göktaş, F. 2010. Kırka-Seyitgazi (Eskişehir) havzası ve çevresindeki Neojen tortullaşması ile volkanizmasının jeolojik etüdü. Maden Tetkik ve Arama Genel Müdürlüğü Rapor no: 11306
- Göncüoğlu, M.C., Özcan, A., Turhan, N. ve Işık, A., 1992. Stratigraphy of the Kütahya region. A Geotransverse across suture zones in NW Anatolia: General Directorate and Mineral Research Exploration Special Publication-Guide book, s.3-8.
- Göncüoğlu, M.C., Turhan, N. ve Tekin, U.K., 2001. New stratigraphic and paleontologic results from the orogenic belt of the Tauride-Anatolide Platform: implication for the Trias suture and opening of the Neotethyan İzmir-Ankara ocean in Turkey: Stratigraphic and structural evolution on the Late Carboniferous to Triassic continental and Marine Successions in Tuscany (Italy). Regional reports and General Correlation International Meeting, Siena, Italy. Abstracts, s. 42-43.
- Göncüoğlu, M.C., Turhan, N. ve Tekin, U.K., 2003. Evidence for the Neotethyan İzmir-Ankara ocean and discussion on the presence of Cimmerian events at the northern edge of the Tauride-Anatolide platform, Turkey: Boll. Soc. Geol. It., special volume, c2, s.203-212.
- Gürsu, S., Kozlu, H., Göncüoğlu, M.C., Turhan, N. 2003. Correlation of the basement rocks and Lower Paleozoic covers of the western parts of the Central Taurides. TAPG Bulletin, Vol.15, No.2 P. 129-153.
- Karayolları, KGM-Yollar fenni şartnamesi 2006 versiyon
- Karayolları Teknik Şartnamesi, 2006, KGM Teknik Araştırma Dairesi Başkanlığı
- Kilci Mühendislik Müşavirlik Proje İnşaat Taahhüt Sanayi ve Ticaret Ltd. Şti. TCDD Genel Müdürlüğü Demiryolu Yapım Dairesi Başkanlığı Ankara - İzmir Hızlı Tren Projesi, Ankara (Polatlı) - Afyonkarahisar Kesimi Altyapı İnşaatı T-6/7/8 Tünelleri Joeteknik Raporu. Mart 2013
- Kilci Mühendislik Müşavirlik Proje İnşaat Taahhüt Sanayi ve Ticaret Ltd. Şti. TCDD Genel Müdürlüğü Demiryolu Yapım Dairesi Başkanlığı Ankara - İzmir Hızlı Tren Projesi, Ankara (Polatlı) - Afyonkarahisar Kesimi Altyapı İnşaatı T-5 Tüneli Portal Raporu. Ocak 2013
- Koçyiğit, A., 1984. Güneybatı Türkiye ve yakın dolayında levha içi yeni tektonik gelişim.
- Koçyiğit, A., Ünay, E., Saraç, G., 2000. Episodic graben formation and extensional neotectonic regime in west Central Anatolia and the Isparta Angle: a case study in the Akşehir-Afyon Graben, Turkey. Geological Society of London Special Publication, 173, 405-421.
- Öcal, H., Turhan, N., Göktaş, F., 2011. Maden Tetkik ve Arama Genel Müdürlüğü 1:100000 ölçekli Türkiye Jeoloji Haritaları, Afyon-K25 paftası, No:159. Jeoloji Etütleri Dairesi, Ankara.
- Özcan, A., Göncüoğlu, M.C., Turhan, N. 1989. Kütahya-Çifteler-Bayat-İhsaniye yöresinin temel jeolojisi. Maden Tetkik ve Arama Genel Müdürlüğü Rapor no:8118 (yayınlanmamış).
- Özcan, A., Göncüoğlu, M.C., Turhan, N., Şentürk, K., Uysal, Ş. Ve Işık, A. 1990. Konya-Kadınhan-İlgın dolayının temel jeolojisi. Maden Tetkik ve Arama Genel Müdürlüğü Rapor no:9535 (yayınlanmamış).
- Sönmez, H. and Ulusay, R., (1999), Modification of the geological strength index (GSI) and their applicability to stability of slopes. International Journal of Rock Mechanics and Mining Science, 35 (2), 219-233
- Şaroğlu, F., Ö. Emre, ve İ. Kuşçu, Active fault map of Turkey, scale 1:1,000,000, Gen. Dir. of Miner. Res. and Explor., Ankara, 1992.
- Şenel, M., Akdeniz, N., Öztürk, E.M., Özdemir, T., Kadıncık, G., Metin, Y., Öcal, H., Serdaroglu, M., Örcen, S. 1994. Fethiye (Muğla) – Kalkan (Antalya) kuzeyinin jeolojisi. Maden Tetkik ve Arama Genel Müdürlüğü Rapor no:9761 (yayınlanmamış)
- Tan, O., Tapırdamaz, M. C. & Yörük, A. 2007. The Earthquake Catalogues for Turkey. Turkish Journal of Earth Sciences 17, 405-418
- Turhan, N., Gürsu, S. ve Göncüoğlu, M.C., 2003. Afyon yöresinde PerKambriyen temel ve Üst Paleozoyik – Alt Mezozoyik örtüsünün stratigrafisi ve jeolojisi: Mersin Üni. Müh. Mim. Fak. Jeoloji Müh. Böl. 10. Yıl Sempozyum, bildiri özleri kitabı, s.26-27.
- Türkiye Jeoloji Kurumu Bülteni, 27 (1), 1-15.
- UIC, Earthworks and Track-Bed Layers for Railway Lines, UIC Code 719 R, International Union of Railways, Paris, France, 1994
- Ulusay, R., Sönmez H., (2007), Kaya kütlelerinin mühendislik özellikleri: Güncellenmiş – genişletilmiş 2. Baskı, TMMOB Jeoloji mühendisleri odası yayınları, No:60
- Yalçın, H. 1988. Kırka (Eskişehir) yöresi volkano-sedimanter oluşumlarının mineralojik, petrografik ve jeokimyasal incelenmesi: Doktora tezi, Hacettepe Üni. Fen Bilimleri Enstitüsü, 209 s.
- Zhang, L., (2005), Engineering Properties of Rocks, Elsevier Ltd.,

Deformasyona izin vermeyen tahkimat sisteminin temeli

Base of non-deformable support system

C. O. Aksoy

Dokuz Eylül Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, İzmir

ÖZET: Tahkimat analizi tünel tasarımı için anahtar konulardan biridir. Tünel tahkimatı tasarımında bugüne kadar kullanılmış birçok yöntem vardır. Bunların başlıcaları; konverjans-kısıtlama metodu, pasif tahkimat metodu, ampirik metodlar ve yarı ampirik metodlar olarak sayılabilir. Deformasyona izin vermeyen tahkimat sistemi üzerinde yeni çalışılan bir sistemdir. Her ne kadar sistemin adından deformasyon olmadığı anlaşılrsa da, sistemin ana hedefi hesaplanan deformasyon miktarından daha fazla deformasyona izin vermemesidir. Açıkça söylemek gerekirse, genellikle zayıf-çok zayıf kaya kütlelerinde açılan derin ve sığ tünellerde kullanılan bu sistem karmaşık gibi gözüke de, iyi bir tahkimat tasarımcısının rahatlıkla kullanabileceği bir sistemdir. Yöntem nümerik modelleme esaslıdır ve tünel tahkimat operasyonlarında kullanılan bütün tahkimat elemanlarını içinde barındırmaktadır.

ABSTRACT: Support design analysis is one of the key issues for tunnel design. There are many methods used so far in tunnel support design such as convergence-limitation method, passive support design, empirical methods and semi-empirical methods. Non-deformable support system is a newly developed system. Although the name of the method implies that there is not any deformation in the support, the method does not allow any deformation greater than the calculated deformation in the support system. Clearly, although this method, which is used especially in deep and shallow tunnels constructed in weak-very weak rock masses, seems complicated, a good support-designer can use easily. The method is based on numerical modeling and consists of all support elements used in tunnel support operations.

1 GİRİŞ

Tünelcilikte tahkimat tasarımı en önemli hususlardan birisidir. Tahkimat tasarımı 3 boyutlu bir çok kompleks bileşeni olan bir çözümleme sürecidir. Bu 3 boyutlu kompleks bileşenlerin bilgi ile birlikte değerlendirilmesi sonucunda doğru çözümler üretilebilir (Feng ve Hudson, 2008). Tahkimatın maruz kaldığı eğilme momenti, kesme kuvveti ve eksenel kuvvetler gibi bileşenler tahkimatın performansını önemli şekilde etkiler. Tünel aynasının hareketi ve ayna önünde oluşan gerilmeler ile oluşan bu etkilere karşı alınacak önlemlerin başarısı ancak 3 boyutlu analizler sonucu değerlendirilebilir (Aksoy ve Onargan, 2010; Aksoy et., al., 2012). Bu karmaşık yapıyı 2 boyutlu tasarlandırmak, bir çok problemi de beraberinde getirmektedir. 3 boyutlu ampirik yada yarı-ampirik çözümler çok uzun zaman almaktadır. Günümüzde 3

boyutlu çözümün en kolay yapıldığı yöntem nümerik modellemedir. Nümerik modellemede birçok yöntem bulunmaktadır. Bunlar içerisinde en çok kullanılanlar Sonlu Elemanlar, Sonlu Farkla ve Sınır Elemanlar yöntemleridir. Nümerik modellemenin prensipleri (Feng ve Hudson, 2008) tarafından açık bir şekilde ortaya konmuştur (Şekil 1). Şekil 1'den de anlaşılacağı üzere, nümerik modelleme çok kolay ve aynı zamanda uzun gözlemleri bünyesinde barındıran bir yöntemdir. Nümerik modellemede, birçok parametreyi (zaman, malzeme modeli, yenilme kriteri vb.) modelin içerisine entegre etme imkanı bulunmaktadır. 3 boyutlu nümerik modelleme çalışmalarında, tünel aynası önünde oluşacak olan etkileri, kazı geometrisi ve ilerleme miktarının tahkimata etkisini analiz etme olanağı bulunurken, oluşan etkiler için alınacak önlemlerin de performansının sorgulanması imkan dahilindedir.

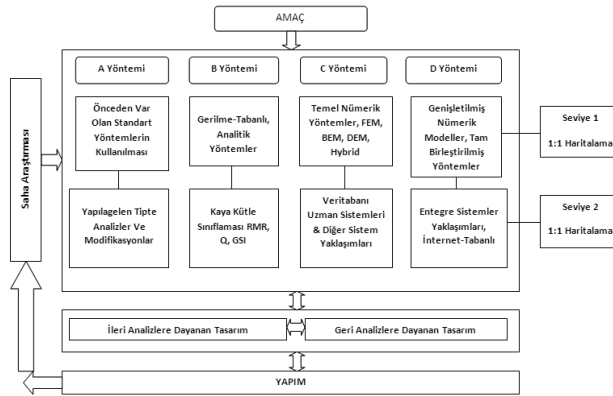


Figure 1. Modelleme ile tahkimat tasarımında izlenecek akım şeması (Feng ve Hudson, 2008'den düzenlenmiştir)

Özellikle tünel açma makineleri ile açılan tünellerde makine ve operasyon şartlarını da modele entegre ederek hassas çözümler elde edilebilir. Ek olarak, dinamik yüklerin de (deprem, patlatma sonucu oluşacak olan vibrasyon vb.) modele entegrasyonu ile tahkimatın duraylılığı incelenebilir. Özellikle sıkışan-şişen kaya kütlelerinde ve zeminlerin zamana bağlı olarak gerçekleşen akma davranışı (Barla, 1995) incelenerek, tahkimatın zaman içerisinde uğrayacağı deformasyon tespit edilebilir ve zamanında gerekli önlemlerin alınmasına olanak sağlanır (Aksoy vd; 2012).

Tahkimat tasarımında değişik yöntemler mevcuttur. Bu yöntemler içerisinde konverjans kısıtlama metodu (Einstein ve Branco, 1991), pasif tahkimat yöntemi (Barla ve Bonini, 2011; Cantieni ve Anagnostou, 2009), olabilirlik analizleri (Chen vd., 1997), kaya-tahkimat etkileşim analizleri (Shin vd., 2011), yarı ampirik ve ampirik (Singh vd., 1995) yöntemleri en çok bilinenlerdir ve kendilerini önemli projelerde ispatlamışlardır.

Üzerinde çalışmaların henüz devam ettiği ve gelişme aşamasında olan deformasyona izin vermeyen tahkimat tasarım yöntemi, nümerik modelleme tabanlı bir yöntemdir. Nümerik modellemede birçok yöntem bulunmaktadır. Bu yöntemler içerisinde en gelişmiş olanı, gelişim tarihçesine de bakıldığında zaman Sonlu Elemanlar yöntemidir. Şu an kullanımda olan ve yukarıdaki yöntemleri kullanan birçok yazılım bulunmaktadır. Bunlar arasında herhangi bir seçim yapmak doğru olmamakla birlikte, amaca hizmet eden bütün

yazılımlar bu yöntem için kullanılabilirler. Nümerik modelleme çok kolay aynı zamanda uzun gözlemleri bünyesinde barındıran bir yöntemdir.

Bu çalışmada, uzun dönemden beri üzerinde çalışılan ve hala gelişme aşamasında olan yöntemin detayları ve daha önce yapılan çalışmalardan bazı örnek çalışma sonuçları verilmektedir.

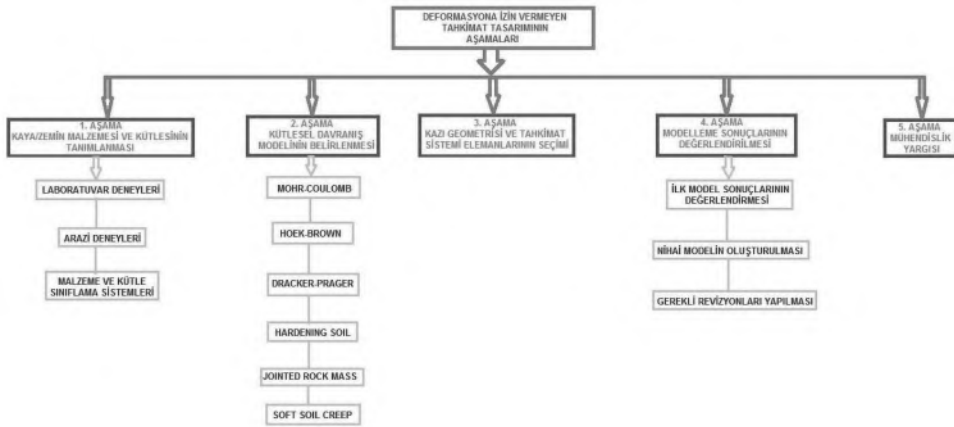
2. DEFORMASYONA İZİN VERMEYEN TAHKİMAT TASARIMI YÖNTEMİNİN ANA AŞAMALARI

Yeni geliştirilen deformasyona izin vermeyen tahkimat tasarım yöntemi, 3 boyutlu nümerik modellemeye dayalı bir yöntemdir. Bu yöntem, diğer yöntemlerle aynı amaca hizmet ederken, aynı zamanda tahkimat tasarımındaki mevcut birçok karmaşık parametreyi dikkate almaktadır. Tünel açma işlemleri 3 boyutlu operasyonlardır. Her 3 yönde de bir takım değişiklikler ve bu değişikliklerin getirdiği etkiler bulunmaktadır. Sadece tünel çevresinde oluşan etkilerle tasarım yapmak bazı sorunları beraberinde getirmektedir. Ayrıca, tünel aynasında oluşan yer değiştirmeler her bir kaya cinsi için değişiklik gösterir. Tünel aynasındaki hareketleri bazı kabullerle değerlendirmek doğru değildir. Bu nedenle, tanımlanan kaya kütlesi ve tünel boyutlarına göre 3 boyutlu değişimleri görmek daha hassas sonuçlar verecektir.

3.1 Deformasyona İzin Vermeyen Tahkimat Tasarımı Yönteminin Aşamaları

Bu sistem içerisinde, zemin/kaya malzemesini ve kütlelerini doğru şekilde karakterize etmek, yorumlamak ve nümerik modele doğru şekilde entegre etmek birinci aşamadır. Bu aşamada, yeraltı suyunun tanımlanması ve yeraltı suyunun akış davranışının tanımlanması da yapılabilmektedir. Bu aşama önemli tecrübe gerektirmektedir. Tünelin açılacağı kütlelin davranışını doğru tanımlamak (Hoek-Brown, Mohr-Coulomb, Soft Soil Creep, Hardening Soil, Jointed Rock Mass) ikinci aşamadır. Bu aşama belki de en önemli aşamadır. Kütlelin davranış modelini doğru tanımlamak ve yine kütlelin zamana bağlı deformasyon karakteristiklerini ortaya koymak en önemli aşama sayılabilir. Bu yöntemi, diğer yöntemlerden ayıran en önemli konu kütlelin zamana bağlı deformasyon karakteristiğini ortaya koyarak çalışacak olmasıdır.

Yine, bu yöntemin gelişmeye devam eden yönü de değişik zemin/kaya kütlelerinin zamana bağlı davranışlarının tanımlanması konusudur. Tünelde uygulanan veya uygulanacak kazı geometrisi ve tahkimat sisteminin elemanlarının tanımlanması, varsa daha önceki yerinde ölçümlerle değerlendirilerek modele entegrasyonu üçüncü adımdır. Bu aşamada, kullanılan yazılımın kabiliyeti önem kazanmaktadır. Şu an kullanımda olan bazı yazılımlarda, püskürtme betondan çelik hasıra, çelik borulara ve hatta ufak tahkimat parçalarına kadar her türlü tahkimat elemanının tanımlanması mümkündür. Model sonuçlarının değerlendirilmesi, yorumlanması, varsa önceki ölçümlerle değerlendirilmesi, yoksa yerinde yapılan işlemler sonrası oluşan etkilerin yorumlanması ve yerinde ölçümler ile karşılaştırılması, gerekli ise revizyona gidilmesi son aşamadır. Deformasyona izin vermeyen tahkimat tasarımının aşamaları Şekil 2'de verilmektedir.



Şekil 2. Deformasyona izin vermeyen tahkimat tasarımının aşamaları

3. DEFORMASYONA İZİN VERMEYEN TAHKİMAT TASARIMININ DENETLENDİĞİ ÖRNEK ÇALIŞMALAR

Her ne kadar sistemin adı sanki hiçbir deformasyonun olmadığı bir ortamı çağırırsa da, aslında sistem yapılan çalışmalar sonucu elde edilen deformasyon miktarlarının üzerinde bir deformasyona izin vermemektedir. Sistemdeki ana amaç, belirli bir kazı toleransı içinde kalacak şekilde istenilen boyutlara sahip faydalı kesitte tünel açmak için gerekli tahkimat sistemini oluşturulmasını öngörmektedir. Bu amaçla, her türlü tahkimat elemanı ve daha önce denenmemiş olmasına rağmen

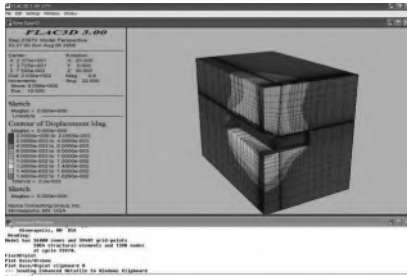
zemin içi iyileştirme yöntemleri bu tasarım metodunun bir parçası olabilir. Diğer bir deyişle, istenilen kesitte tüneli herhangi bir kaya kütleli içerisinde açmak için gerekli bütün unsurları kullanma şansı mevcuttur. Elbette ki, bu işlemler yapılırken, sadece konvansiyonel tünelcilik açısından değil, tünel açma makinelerinin (TBM) kullanıldığı mekanize tüneller içinde bu sistem oldukça başarılıdır. Bunun en önemli nedeni, tünel açma makineleri ile açılan tünellerde gerçekleştirilen operasyonları da model içerisine entegre etme şansı bulunmaktadır. Böylelikle, doğru belirlenmiş bir kaya kütleli davranışı, bu kaya kütlelinin zamana bağlı deformasyon davranışı ve kazı makinesinin

entegrasyonu ile doğru çözümlerin bulunması olağandır. Bu sayede, çok karmaşık jeolojik koşullardan dolayı önemli zorluklar çekilen tünellerin açımı esnasında önemli avantajlar elde edilecektir. Ek olarak, doğru yapılan hesaplamalar sonucunda, özellikle mekanize tünellerde yanlış segment seçimleri engellenebilir, oturma yapan/sıkışan TBM'lerin doğru seçimine de olanak sağlanacaktır.

Bu aşamada, yazarın da içinde bulunduğu model çalışmalarından bazıları bu bildiri kapsamında verilmektedir.

3.1 İzmir Metrosu 2. Aşama Üçyol-Üçkuyular Güzergâhında Poligon İstasyonu T2 ve T3 Tünellerinin Kesişimi için Tahkimat Tasarımı

Poligon istasyonunda, Bornova karmaşığı (Grafite Şist-Kiltaş-Çamurtaş-Kumtaş) diye tanımlanan olağan üstü zayıf kaya kütlesi içerisinde açılması planlanan T2 (124 m²) ve T3 (62 m²) tünellerinin kesişiminde kullanılan tahkimat sisteminde, tünel aynasına 2 m²'de bir 12 m uzunluğunda zemin çivisi, bütün tünel çevresine 30 cm aralıklı 4 inch ve 9 m boyunda çelik boru kemer uygulaması yapılmıştır (Bindirme: 6 m). Ayrıca kazı esnasında çelik iksa aralığı 0,8 m (I-160 profil) ve püskürtme beton kalınlığı 25 cm ve iki kat çelik hasır alınmıştır. Model Mohr-Coulomb Modeli ile çözümlenmiştir. Gerçekleştirilen modelleme çalışmaları sonucunda elde edilen deformasyon sonuçları Şekil 3'de verilmektedir.



Şekil 3. Poligon istasyonunda, T2 ve T3 Tünellerinin kesişiminde oluşan deformasyonların renk skalası ile gösterimi (Onargan ve Aksoy, 2006a)

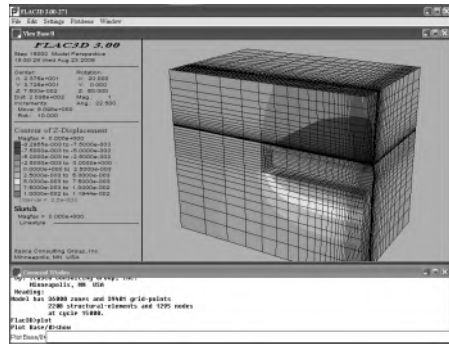
Şekil 3'de görüldüğü üzere bu tünel kesişiminde beklenen toplam deformasyon miktarı 12 cm civarındadır. Yapılan tünel açma işlemleri sonucunda yerinde ölçülen deformasyon miktarı 9,8 cm civarında gerçekleşmiştir.

3.2 İzmir Metrosu 2. Aşama Üçyol-Üçkuyular Güzergâhında Poligon İstasyonu T2 Tahkimat Tasarımı

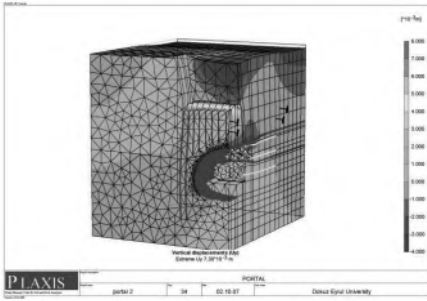
İzmir metrosu 2. Aşama İnşaatı kapsamında açılan Poligon istasyonunda 124 m² kesit alanına sahip T2 tünelinin açılması esnasında tünel aynasına 2 m²'de bir 12 m uzunluğunda zemin çivisi, bütün tünel çevresine 30 cm aralıklı 4 inch ve 9 m boyunda çelik boru kemer uygulaması önerilmiştir. Ayrıca kazı esnasında çelik iksa aralığı 0,8 m (I-160 profil) ve püskürtme beton kalınlığı 25 cm ve iki kat çelik hasır alınmıştır. Model Mohr-Coulomb Modeli ile çözümlenmiştir. Nümerik modelleme çalışmaları sonrasında elde edilen düşey deformasyon miktarları Şekil 4'de verilmektedir.

3.3 İzmir Metro 3. Aşama Bornova Hastane-Bornova Merkez Bölümü Tünel çalışmaları

İzmir Metro hattının geliştirilmesi projesi kapsamında 3. aşama olan Ege Üniversitesi-Bornova Merkez bağlantısı kısmında inşa edilecek olan tünelin kazısının, tünel ön-destekleme sisteminin tahkiki için Sonlu Elemanlar yöntemleriyle analizler gerçekleştirilmiştir. Oluşturulan nihai modellerde tahkimat elemanları olarak; Çelik iksa (HEA 120 geniş flanş, 0,75 m'de bir), Püskürtme Beton 30 cm (C20), Hasır Çelik İki kat (Q221/221), Çelik Boru Kemer 9 metre uzunluğunda tünel tabanına kadar (her 4,5 m'de bindirme yapılmıştır), Ayna Çivisi 12 m uzunluğunda 14 mm çaplı nervürlü demir (her 6 m'de bir bindirme yapılmıştır) seçilmiştir. Model Hardening Soil Modeli ile çözümlenmiştir. Modelleme sonuçları Şekil 5'de verilmektedir.



Şekil 4. Poligon istasyonunda, T2 tüneline oluşan düşey deformasyonların renk skalası ile gösterimi (Onargan ve Aksoy, 2006b)

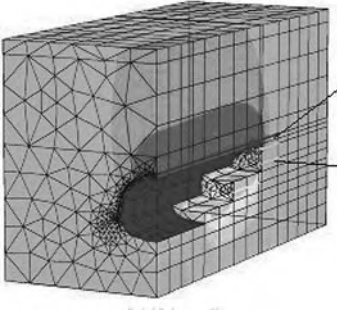


Şekil 5. Bornova Hastane-Bornova Merkez Bölümü Portal girişi analiz sonuçları (Aksoy vd., 2009)

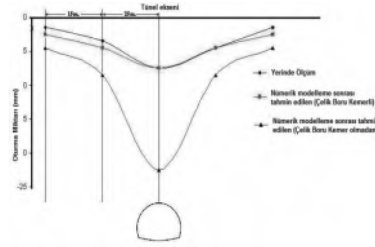
Nümerik modelleme sonuçlarına bakıldığında bahsi geçen karayolunun bulunduğu bölgede tünel üstünde maksimum 3 mm civarında düşey deformasyon olacağı tahmin edilmiştir. Aynı lokasyonda umbrella arch ve face bolt olmadan yapılan çözümlerde ise modelin yenildiği tespit edilmiştir. Aynı lokasyonlarda yapılan saha ölçümlerinde ise maksimum oturmanın 2.7 mm olarak gerçekleştiği belirlenmiştir.

3.4 İzmir Metrosu 2 Aşama İnşaatının Km: 2+900-3+650 Arasında T1 Tüneli Tahkimat Tasarımı

Poligon bölgesindeki jeolojik yapı, grafit şift gibi zayıf-çok zayıf kaya kütleleri içermektedir. Tahkimat sistemi olarak, 3 inch'lik (3 in., et kalınlığı 6,4 mm) uygulaması için 9 m'lik boruların yerleştirilmesi (bindirme 4,5 m), Ayna duraylılığı için 12 m'lik ayna çivilerinin yerleştirilmesi (Çap: 18 mm, bindirme 6 m), 30 cm püskürtme beton, 2 kat çelik hasır ve 1 m'de bir I-160 çelik iksa önerilmiştir. Model Mohr-Coulomb Modeli ile çözümlenmiştir. Nümerik modelleme sonucunda elde edilen sonuçlar Şekil 6 ve 7'de verilmektedir.



Şekil 6. Nümerik modelleme sonuçları (Aksoy ve Onargan, 2010)



Şekil 7. Nümerik modelleme sonuçları ve yerinde ölçüm sonuçlarının karşılaştırılması (Aksoy ve Onargan, 2010)

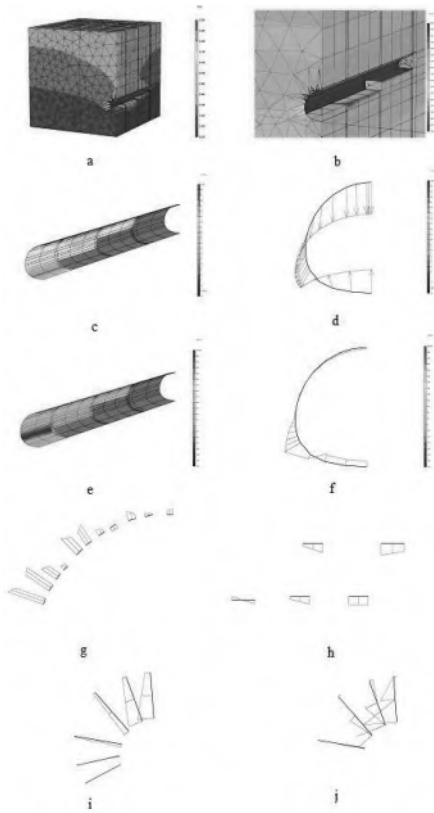
3.5 Ankara-İstanbul Hızlı Tren Projesi T-13 Tüneli Tahkimatının Denetlenmesi

Bu çalışma, Ankara-İstanbul Hızlı Tren Projesi kapsamında bulunan, Eskişehir – Köseköy hattında bulunan 39 tünelden bir tanesi olan ve yağlı killer içerisinde açılan T-13 tüneline uygulanan tahkimat sisteminin zamana bağlı nümerik modelleme ile yapılan analizi ve sahada yapılan ölçüm ve gözlemleri içermektedir. Tahkimat sistemi olarak, 1 m ara ile I-200 çelik iksa, 40 cm püskürtme beton, IBO bulon (1:8 m, patern: 1x1 m), 2 inch çapında 6 m çelik boru (3 m bindirme), 40 cm geçici invert, 12 m uzunluğunda (3 m bindirmeli) ayna çivisi, aynaya 10 cm püskürtme beton, invert 3.15 m kalınlığında beton yapılmıştır. Model Soft Soil Creep modeli ile çözümlenmiştir. Nümerik modelleme sonucunda elde edilen sonuçlar Şekil 8'de verilmektedir. Bu çalışmada beklenen toplam deformasyon miktarı 4,813 cm iken, gerçekleşen deformasyon miktarı 7,8 cm olarak gerçekleşmiştir.

3.6 Ankara-İstanbul Hızlı Tren Projesi T-35 Tüneli Tahkimat Sistemi

Genel olarak kiltası içerisinde açılan T-35 tüneline kullanılan tahkimat sistemi, 1 m ara ile I-200 çelik iksa, 8 m uzunluğunda IBO bulonlar (patern: 1x1 m), 30 cm püskürtme beton, 30 cm geçici invert, 2 kat çelik hasır, 12 m uzunluğunda (6 m bindirme) ayna çivisi ve 4 m uzunluğunda boru süren (2 m bindirme) olarak uygulanmıştır. Model Jointed Rock Mass modeli ile çözümlenmiştir. Nümerik modelleme sonucunda elde edilen sonuçlar Şekil 9'da verilmektedir.

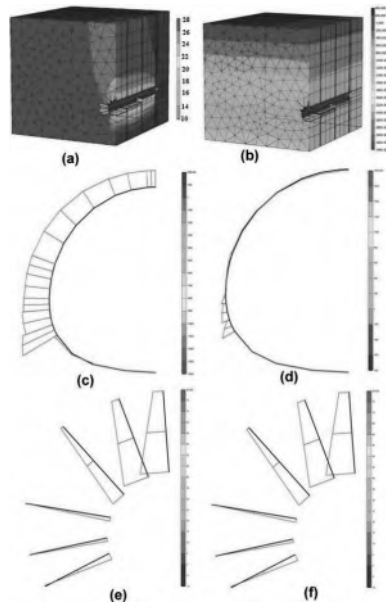
Yerinde yapılan ölçümler sonucunda 155 mm toplam deformasyon ölçülmüştür. Nümerik modelleme sonucunda tahmini toplam deformasyon miktarı 150 mm olarak elde edilmiştir.



Şekil 8. Nümerik modelleme çalışmaları sonuçlarının görünümü (Aksoy vd; 2012) (a, Toplam Deformasyon; b, Toplam Gerilme; c and d, tahkimattaki toplam deformasyon; e and f, Tahkimattaki eğilme momenti; g, Çelik borulardaki aksenal kuvvet; h, Ayna çivilerindeki aksenal kuvvet; i, IBO bulonlardaki aksenal kuvvet)

3.7 İzmir Metrosu 4. Aşama İnşaatı Halkapınar-Otogar TBM Tüneli Segment Tasarımı

Güzergah, üst bölümde yapay dolgu ile kumlu çakıl, kil ve siltli kil birimlerinden oluşmaktadır. Yapay dolgu ve kumlu çakıl birimleri için yenilme koşulu olarak Mohr-Coulomb yenilme koşulu ve kil ve siltli kil için Hardening Soil model kullanılmıştır. Nümerik modelleme sonucunda elde edilen düşey deformasyonların renk konturlarıyla gösterimi Şekil 10'da verilmektedir.



Şekil 9. T-35 için elde edilen nümerik modelleme sonuçları (Aksoy vd; 2014) a) (Toplam deformasyon (mm); b) Toplam gerilme (kN/m^2); c) Tahkimattaki aksenal kuvvet (kN/m); d) Tahkimattaki eğilme momenti (kNm/m); e) Bulonlardaki aksenal kuvvet (kN/m); f) Bulonlardaki kesme kuvvet (kN/m))



Şekil 10. Halkapınar-Otogar TBM Tüneli düşey deformasyonların görünümü (Aksoy vd., 2013)

Çalışmanın tamamı Dokuz Eylül Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü öğretim üyeleri tarafından gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada inşaat henüz başlamadığı için yerinde ölçümlerle karşılaştırma yapma imkânı bulunmamaktadır.

4. SONUÇLAR

Deformasyona izin vermeyen tahkimat tasarımı yöntemi, uzun süreçte yapılan incelemeler ve

araştırmalar sonucunda geliştirilmeye çalışılan bir yöntemdir. Yöntem hala gelişme aşamasında olup, şu an itibarıyla temelleri oluşturulmuştur. 50'ye yakın tünelde yapılan incelemelerden elde edilen veriler değerlendirilmektedir. Bu sistemin en önemli yanı kaya kütlelerinin zamana bağlı deformasyon karakteristiğini ortaya koyacak olmasıdır. Bu konudaki çalışmalar sürmektedir. Nümerik model bazlı bir yöntem olduğu için kullanılan yazılımlarda malzeme modelinin istenildiği şekli ile tanımlanması birçok yazılımda mümkündür. Şu ana kadar yapılan çalışmalar kapsamında 10'un üzerinde yayın yapılmıştır. Bundan sonraki araştırmalar hem yöntemin gelişmesi için hem de daha hassas tasarımlar yapabilmek için yapılacaktır. Bu yöntemin kullanılabilmesi, önemli bir tecrübe ve gelişmiş bir kaya mekaniği-tahkimat bilgisi gerektirmektedir. Bunun yanında, pratisyen mühendislerde basit çözümler yaparak projelerine katkı koyabilirler.

TEŞEKKÜR

Bu makalenin içeriğinde verilen araştırmaların gerçekleşmesi esnasında gerekli bilgi, veri ve katkıları vermelerinden dolayı Prof. Dr. Turgay ONARGAN, Doç. Dr. Kerim KÜÇÜK, Yard. Doç. Dr. İsmail TOPAL; Aşkın GICIR, Kenan OĞUL ve Evren POŞLUK'a teşekkür ederim.

KAYNAKLAR

- Aksoy CO, ve Onargan T, The Role of Umbrella Arch and Face Bolt as Deformation Preventing Support System in Preventing Building Damages, Tunneling and Underground Space Technology, 2010.
- Aksoy CO, Oğul K, Topal İ, Ozer SC, Özacar V, Posluk E, "Numerical Modeling of Non-Deformable Support in Swelling and Squeezing Rock", International Journal of Rock Mechanics and Mining Science, 52(2012)61-70.
- Aksoy CO, Onargan T, Guney A., Numerical Modeling for the Determination of Umbrella Arch and Face Bolt Effects on The Ground Settlement Induced by Urban Shallow Tunneling, BALKANMINE, 2009; 371-378.
- Aksoy CO, Oğul K, Topal İ, Poşluk E, Gicir A, Reducing Deformation Effect of Tunnel with Non-Deformable Support System by Jointed Rock Mass Model, Tunneling and Underground Space Technology, 2014; 2: 218-227.
- Aksoy CO, Onargan T, Küçük K, Pamukçu Ç, Kemalpaşa-Torbalı Ve Alsancak Limanı Bağlantısı Demiryolu Etüd Proje Ve Mühendislik İşleri Kapsamındaki Hat Tünellerinin Projelendirilmesi İçin Gerekli Teknik Hesapların Yapılması Ve Ön-Nihai Tahkimat Önerileri Teknik Raporu, 2013.
- Barla G, Tunneling Under Squeezing Rock Conditions, 1995.
- Eisenstein Z. and Branco P.. Convergence-Confinement Method in Shallow Tunnels. Tunneling Underground Space Technology, 1991; 6 (3): 343-346.

- Barla G, Bonini M, Semeraro M. Analysis of the behaviour of a yield-control support system in squeezing rock, Tunneling and Underground Space Technology, 2011; 26:146-154.
- Cantieni, L., Anagnostou, G., The interaction between yielding supports and squeezing ground. Tunneling and Underground Space Technology 2009;24: 309-322.
- Chen G. , Li H, Zhou W., Analysis of block removability in rock excavation by probabilistic approach, Proceedings of the 1st Canada-US Rock Mechanics Symposium, Vancouver, Canada, Edited by Erik Eberhardt , Doug Stead and Tom Morrison, Taylor & Francis 2007, 159-166.
- Feng XT ve Hudson JA. Specifying the required information for rock engineering modeling and design. Int J Rock Mech Min Sci 2008;47:179-94.
- Onargan T ve Aksoy CO., İzmir Metro II. Aşama İnşaatı İstasyon Değerlendirme Raporu, Temmuz 2006a.
- Onargan T ve Aksoy CO., İzmir Metro II. Aşama İnşaatı Tip 2 İstasyon Tünel Kazıları Değerlendirme ve Uygulama Projesi", Eylül 2006b.
- Shin Y., Song K., Lee I., Cho G. Interaction between tunnel supports and ground convergence—consideration of seepage forces. International Journal of Rock Mechanics and Mining Science, 2011; 48: 394-405.
- Singh, M.N., Samadhiya, N.K. and Sandeep , A Semi-Empirical Method for the Design of Support Systems in Underground Openings', Int. Jnl. of Tunneling and Underground Space Technology, U.K., 1995.

Future advancement of rock mechanics and rock engineering (RMRE)

Kaya mekaniği ve kaya mühendisliğinin (KMKM) gelecekteki ilerlemeleri

Ö. Aydan

University of the Ryukyus, Department of Civil Engineering and Architecture, Nishihara, Okinawa, Japan

ABSTRACT: Modern Rock Mechanics and Rock Engineering (RMRE) was established in 1966. Since then, this discipline expanded the initial topics of interest and it has become a major discipline of science and engineering. This article presents a brief overview of various aspects of this discipline and its possible future advancements. The author points out how to advance this field encompassing from laboratory testing to applications to rock engineering and geoscience.

ÖZET: Güncel Kaya Mekaniği ve Kaya Mühendisliği (KMKM) 1966'da kuruldu. O tarihten itibaren ilgi alanını artırarak bilim ile mühendislik dalları içinde önemli bir bilim dalı haline geldi. Bu yazıda bu dalın önemli alanlarındaki durumu özetlenmiş ve gelecekteki olası gelişmeler sunulmuştur. Yazar bu yazıda bu alanın daha da ilerlemesi için laboratuvar deneylerinden kaya mühendisliği ve yerbilimlerinde uygulamaları içerecek şekilde neler yapılması gerektiğine işaret etmektedir.

1 INTRODUCTION

Modern Rock Mechanics was born as a new discipline in 1962 in Salzburg, Austria and officially endorsed in the first congress of International Society for Rock Mechanics in Lisbon in 1966 (Aydan 2008). The spectrum of Rock Mechanics and Rock Engineering (RMRE) initially was very wide compared to that these days. This was due to the more emphasis is given to the applications in civil and mining engineering and the relation of rock mechanics with earth science or geoscience is almost non-existent in the last three decades. The recent decrease of civil engineering constructions and mining activities due to economical reasons and environmental concerns in many countries resulted in the decrease of the interest of academia and engineering community in RMRE. Furthermore, the over-emphasis on the nuclear waste disposal problems, which are only relevant to a limited number of countries worldwide, causes further decreases of the interest of academia and engineering community in RMRE.

Rock is the main constituent of the crust of the Earth and its behaviour is the most complex one among all materials in geo-sphere to be dealt by mankind. Furthermore, it contains various

discontinuities caused during its formation, which make the thermo-hydro-mechanical mechanical behaviour of rocks more complex. These simply require higher level of knowledge and intelligence in the community of the RMRE. However, one can find numerous oversimplified procedures handling the various aspects of RMRE and they probably cause the obstruction of the advancement in RMRE. Furthermore, the commercialism of some softwares as an ultimate level of advancement undoubtedly resulted in a further loss of interest of academia and engineering community in RMRE. This article is written with a sole purpose of pointing out how to advance the RMRE in future.

This article specifically covers possible future advances in laboratory testing of rocks, discontinuities, in-situ testing and characterization of rock masses and their constitutive modelling, the evaluation of response and stability of rock engineering structures under different environmental conditions and the implications of knowledge from the dynamic multi-parameter responses of rocks during fracturing in geoscience and earthquake engineering. Furthermore, some emphasis are given to existing/remains of historical man-made rock structures and the importance of knowledge and information from such structures for estimating the future performance of modern rock structures have been pointed out.

2 A BRIEF REVIEW OF RMRE IN HISTORICAL PAST

Although the modern Rock Mechanics and Rock Engineering was born in 1962, the roots of rock mechanics and rock engineering may be traced, at least, 30000-40000 years before the present from the pictograms on natural rocks found in Turkish habited lands extending from China Sea to North Sea (Figure 1). The rocks, on which these pictograms are carved, have been standing against harsh climatic conditions for thousands years. Similarly, many monuments with inscriptions of Turkish alphabets of Orhun, Göktürk and Uygur as well as Chinese and made of various rocks have been standing up against harsh climatic conditions and industrial pollutions (Aydan 2008).

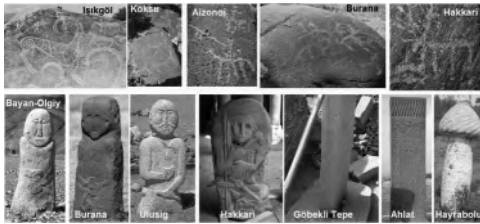


Figure 1. Turkish pictograms and balbals in Central Asia and Anatolia.

Mankind constructed underground or semi underground openings in soft rocks. However, one can also found such structures excavated in limestone in the form of irrigation tunnels. Hard stones (i.e. flints, diorite, obsidian) were used initially, and later started to use metallic tools after advancing the knowledge to extract metals from ores. As 9000 years old archeological mining and metallurgic traces are found in Anatolia, it is likely that the use of metallic tools should be as old as 9000 years (Hatti era). In view of recent findings in Göbekli Tepe in Şanlıurfa, the quarrying of limestone in the region extends at least 11000 BP (Figure 2). It is estimated that Harran City was established, at least 5000 years ago, during the period of Sumerians, who came from Central Asia to Mesopotamia about 7000 years ago and governed the area until BC 2270. Sumerians were the pioneers in all aspects of the modern science, engineering, technology, culture and religion of mankind including the cunical scripts (Kramer 1956).

Pyramids made of huge rock blocks to achieve both structural stability under both static and dynamic loading conditions for thousands years and those in Egypt are well known worldwide. However, some pyramids have been recently unearthed in Peru, Mexico, Bosnia and present China. Pyramids near Xianyang in present China were constructed by Proto-Turks (Proto-Uygurs)

about 3000 BC, which makes them oldest pyramids of the world and it confirms the hypothesis that pyramids in Egypt built by people who migrated from Central Asia due to climate change and dried inland seas such as Taklamakan (in Uygur Turkish is Döklemegen meaning “the point of no return”) and Gobi Desserts. Besides the good mechanical interlocking of rock blocks, there are caverns within these pyramids. The roof of these caverns consists of beams of hard rock (mainly granite) with blocks in sidewalls put together to form to create inverted V-shape or trapez shape arches (like Sumerian arches). Of course, the beams were dimensioned in a way that they can resist tensile stresses induced by bending due to surcharge loads for thousands years.



Figure 2. Monuments in Central Asia and Anatolia.

One can find also some earlier underground quarries in Anatolia and Thebes (Kulaksiz and Aydan 2010, Kumsar et al. 2003; Aydan and Kumsar, 2003; Geniş et al. 2009; Aydan and Ulusay, 2003, 2013; Aydan and Kumsar, 2007; Aydan et al. 2008a,b, 2011a; Kumsar and Aydan, 2008; Tokashiki et al. 2007; Ulusay et al. 2013). Amenophis III Quarry at Qurna of Thebes region of Egypt, marble mining started probably 3350 – 3500 years ago. Bazda Quarry at Harran, Urfa region of Turkey probably opened 4000 years ago by Sumerians. Bazda underground marble mine quarry is the oldest known underground quarry mine in Turkey (Figure 3).

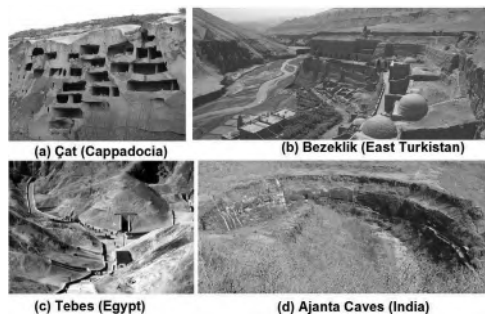


Figure 3. Man-made underground structures.

Friction law, strength of rocks in tension and compressions should had been undoubtedly known to ancestral civilizations (i.e. Sumerians), Turanian, Anatolian, Egyptian, Indian, Chinese,

Peruvian, Maya, Aztecs, Iranian and Roman) and measured by them preciously. Probably, the very advanced measurement systems developed by Sumerians have direct relations to modern measurement systems. It is simply our disrespect and ignorance of their knowledge and the level of their advancement if we just quote, for example, Amonton, Leonardo da Vinci as the pioneers of modern testing, measurements techniques. It would be quite important to initiate a working group from various countries on the history of testing and measurement techniques relevant to Rock Mechanics and Rock Engineering.

3 LABORATORY TESTING

Most laboratory experiments on rocks associated with their stress-strain responses under uniaxial tension and compression, triaxial compression and shearing tests as well as thermo-hydro mechanical properties. Particularly load and displacement are only measured in conventional testing. Experimental studies by Aydan and his group (Aydan et al. 2003, 2011b) showed that rock indicates distinct variations of various measurable parameters such as electric potential, magnetic field acoustic emission, resistivity etc. besides load and displacement, which are called multi-parameters, during deformation and fracturing processes. In this section, these experimental studies are briefly described in relation to the future advancement of laboratory testing in RMRE.

3.1 Minerals

The author and his group has been carrying out some uniaxial compression experiments on some common rock forming minerals such as quartz, feldspar, turmaline, calcite, gypsum, rocksalt, flonite, micas, aragonite using the multi-parameter monitoring (Aydan et al. 2003, 2011b). Some of these minerals are known to be non-piezoelectric. In some tests, the infra-red thermography technique was utilized to see how mechanical energy is transformed into heat during deformation and fracturing process (Figure 4).

During experiments, high strength minerals such as quartz and turmaline failed in a mode of explosion while gypsum, rocksalt and aragonite failed in a very ductile manner. As seen in Figure 5, distinct variations of various measurable parameters such as electric potential, acoustic emission besides load and displacement were during deformation and fracturing processes. Furthermore, the maximum acceleration associated

with the failure is much higher in the case of quartz crystal as compared with that of the aragonite crystal.

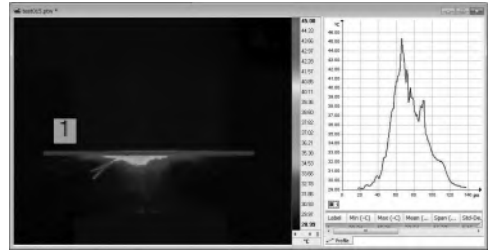


Figure 4. Infrared thermograph image of quartz crystal during failure and temperature rise at the selected point.

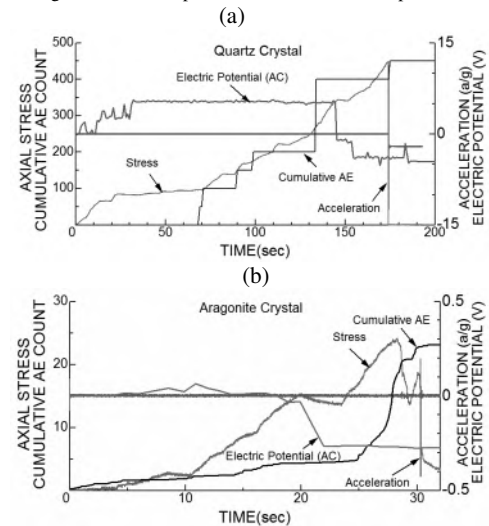


Figure 5. Multi-parameter responses of some minerals (a) Quartz; (b) Aragonite.

3.2 Rocks

Distinct variations of various measurable parameters such as electric potential, magnetic field, acoustic emission, resistivity etc. besides load and displacement also occur during deformation and fracturing processes of rocks as shown in Figure 6. These variations may be useful in predicting the failures of rock structures as well as earthquakes in geoscience.

The dynamic responses of geomaterials during fracturing have not received any attention so far. The recent advances in measurement and monitoring technologies enable us to measure and to monitor the dynamic responses of geomaterials during fracturing. The acceleration responses start to develop when the applied stress exceeds the

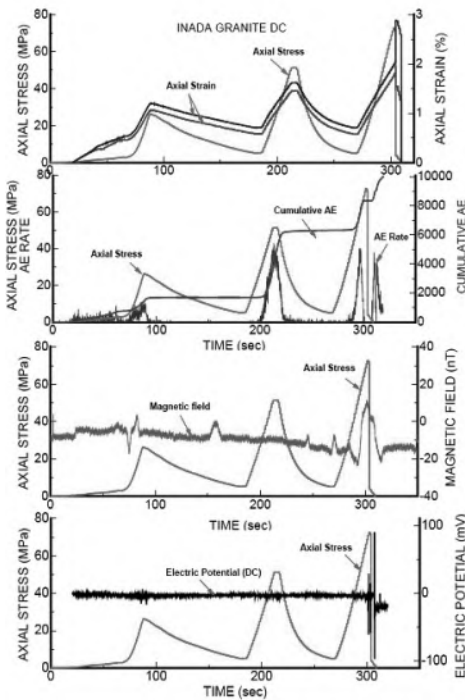


Figure 6. Variations of parameters during fracturing and deformation.

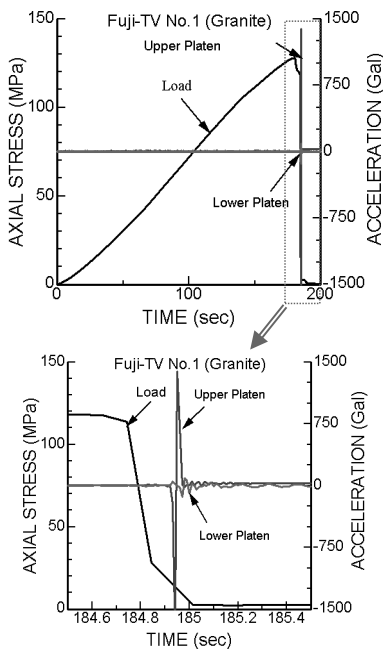


Figure 7. Acceleration and axial response of a granite sample denoted Fuji-TV No.1 (from Aydan et al. 2011b).

peak strength and it attains the largest value just before the residual state is achieved as seen in Figure 7. The amplitude of accelerations of the mobile part of the loading system is higher than that of the stationary part. This feature has striking similarities with the strong motion records nearby earthquake faults observed in the recent large inland earthquakes. Furthermore, the waveforms of the acceleration records of the mobile part are not symmetric. The amplitude of accelerations during the fracturing of hard rocks is much higher than that during the fracturing of soft rocks. This is directly proportional to the energy stored in samples before the fracturing. The chaotic responses in acceleration components perpendicular to the maximum loading direction may be observed. These may have some important implications for the procedures and interpretation of measurements for the short-term forecasting of failure events in geo-engineering and geo-science.

Real-time infrared thermographic response of some typical rocks ranging from soft mudstone to quartzite were also observed during the deformation and fracturing processes. Figure 8 shows an example of infrared thermographic image of Seyitömer mudstone, which is a soft rock. It is also interesting note that a thermal band, which coincides with fracture zone, is observed. This may be of great value for indentifying the possibility of rockburst and their locations in rock engineering and earthquake faults in geoscience.

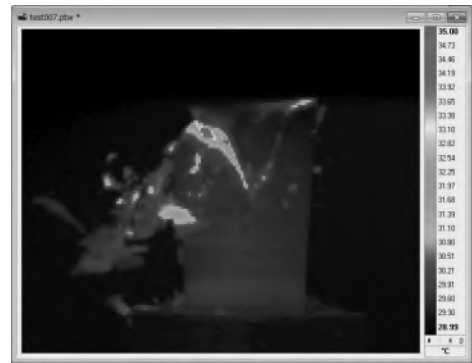


Figure 8. Infrared thermograph image of Seyitömer mudstone.

3.3 Discontinuities

Figure 9 shows the responses of electric potential, displacement, stresses and AE measured on the schistosity plane of quartzite (piezoelectric) samples during shearing. Distinct seismic electric signals were observed during the tests on samples just before the initiation of sliding. Tests were carried out three times

and very similar responses were obtained. The experiments further indicated that induced electrical potentials depend upon the rate of loading.

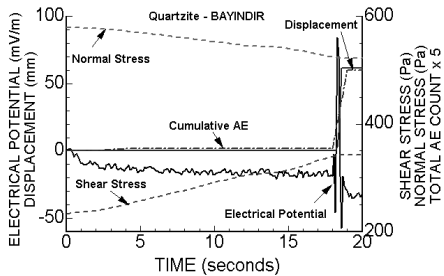


Figure 9. Multi-parameter responses schistosity plane during shearing experiments.

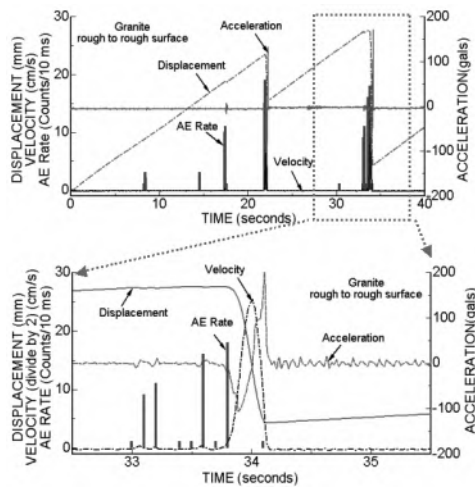


Figure 10: Multi-parameter responses of a discontinuity in granite during a stick-slip experiment.

The stick-slip experiments were used to investigate the acceleration responses of the blocks of the experimental set-up as well as the recurrence periodicity of the stick-slip phenomenon, which are relevant to earthquakes. Stick-slip experiments were carried out on various natural rock. Responses of displacement, associated acceleration and acoustic emissions for stick-slip experiments on a granite sample are shown in Figure 10. There are many interesting observations in these responses, which are relevant to earthquake prediction as well as strong motions during earthquakes. Figure 10 shows an expanded view of responses of displacement, velocity and acceleration and acoustic emission counts of a typical slip event, in which rise time, relative slip

and stress drop can be clearly seen. It is also noted from Figure 10 that the induced acceleration waves are not generally symmetric with respect to the time axis.

3.4 X-Ray Computed Tomography Scanning Technique

X-Ray Computed Tomography (CT) Scanning Technique has been developed and it has becoming widely used in RMRE in recent years as it is possible to visualize and to investigate various conditions and processes in porous and fractured rocks without any disturbance to samples. The author has attempted to utilize this new technique to visualize the porosity, fractured state, plastic zone formation, diffusion process of rocks and corrosion. Figure 11, 12 and 13 show some examples of applications of this technique. As noted from Figure 11 and 12, it is possible to visualize the porous, fractured and plastic state of samples though the X-Ray CT scanning technique and quantitative evaluations are possible.

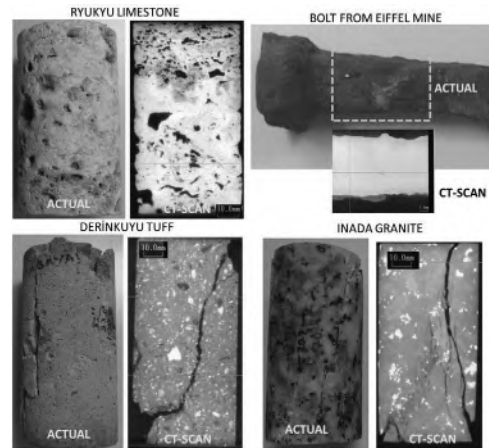


Figure 11. Comparison of actual and X-Ray CT scanning images of porous, fractured rocks and corroded bolt.

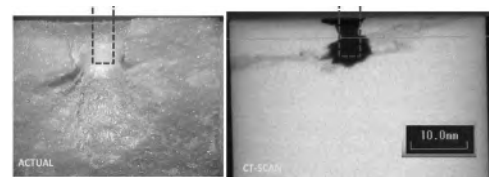


Figure 12. Comparison of actual and X-Ray CT scanning images of plastic zone formation beneath a 3mm flat-ended cylindrical needle.

Sato and Aydan (2014) investigated the diffusion process in water absorbing rocks from Derinkuyu,

Zelve, Bazda from Turkey and Asuwayama and Oya from Japan using the X-Ray CT imaging technique and one example is shown for Zelve tuff. It is shown that the process can be investigated without any disturbance to samples, which makes this technique quite suitable to visualize and quantify the absorption process of water by minerals or grains constituting soft rocks. There is no doubt that this technique is a quite promising technique although some further advancement and modifications of this technique is necessary for applications in RMRE.

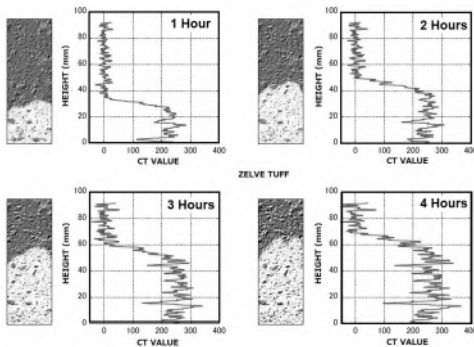


Figure 13. X-Ray CT scan images and CT value distribution with height at different time intervals for Zelve tuff sample.

3.5 Infrared Thermography Technique

As expected from the energy conservation law of continuum mechanics, the thermal response of geo-materials would be observed as mechanical energy is transformed into heat during deformation and fracturing. The author and his group have attempted to measure temperature variations using contact type temperature measurement set-ups as well as infrared thermography technique in the past (i.e. Aydan et al. 2003, 2011b). Recently, the infrared thermography technique is improved and the author re-used this technique to observe the thermal response of minerals and rocks in compression and tensile experiments and compression of quartz fault gouge. Two examples of applications of the infrared thermography technique have been already shown in Figures 4 and 8. Figure 14 shows the experimental set-up, and samples.

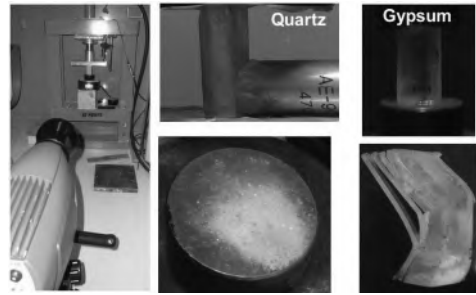


Figure 14. Infrared thermography imaging set-up and mineral samples before after tests.

Figures 15 and 16 show the infrared thermography images of samples in Brazilian and uniaxial compression experiments associated with fracturing. As noted from the infrared thermograph images high temperature bands appear along some zones before rupture and these high temperature bands eventually constitute the major fracture zones. The outcomes of these experiments are quite promising and it is expected that this technique should have some important implications in RMRE.

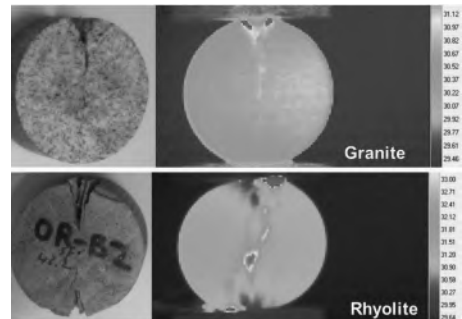


Figure 15. Infrared thermography images of samples in Brazilian experiments.

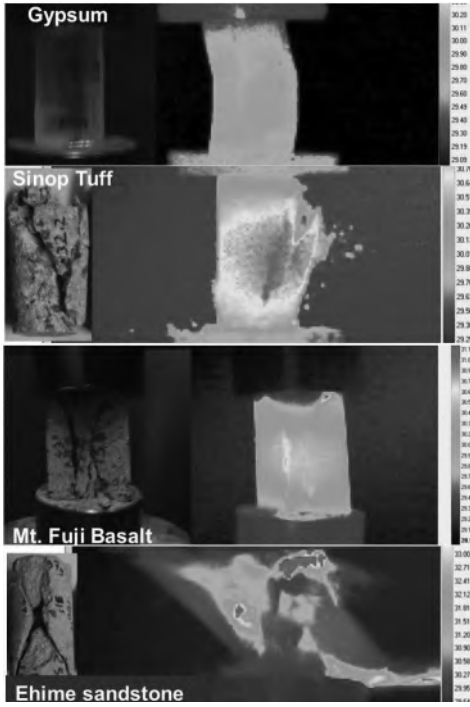


Figure 16. Infrared thermography f samples in uniaxial compression experiments.

4 CONSTITUTIVE MODELLING

The terms used to describe the material behaviour such as elasticity and visco-elasticity is replaced by the terms of elasto-plasticity or elasto-visco-plasticity as soon as material behaviour deviates from linearity. The relation between total stress and strain or strain rate can no longer be used and every relation must be written in incremental form.

4.1 Elasto-plastic Behaviour

The specific derivation of constitutive laws such as elasto-plastic behaviour requires the followings (Aydan and Nawrocki, 1998):

- Existence of a yield function (Mohr-Coulomb, Drucker-Prager etc.),
- Flow rule (existence of a plastic potential function),
- Prager's consistency condition,
- Linear decomposition of incremental strain tensor into elastic and plastic components, and
- Existence of Hooke's law between incremental stress and elastic strains.

The incremental elasto-plasticity law may be derived as follows (Owen and Hinton 1980):

$$\Delta\sigma_{ij} = D_{ijkl}^{ep} \Delta\epsilon_{kl} \quad (1)$$

where

$$D_{ijkl}^{ep} = \left(D_{ijkl} - \frac{D_{ijmn} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{pr}} D_{prkl}}{h + \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} D_{mnp} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{pr}}} \right) \quad (2)$$

$\Delta\sigma_{ij}$, $\Delta\epsilon_{kl}$, D_{ijkl} , F , G and h are incremental stress and strain tensors, elasticity tensor, yield function, plastic potential function and hardening parameter, respectively. When $F=G$, it is called associated flow rule. It is common to introduce the effective stress (σ_e) and effective strain (ϵ_e) concepts as given below

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{s} \cdot \mathbf{s}} \quad \text{and} \quad \epsilon_e = \sqrt{\mathbf{e}_p \cdot \mathbf{e}_p} \quad (3)$$

where $\mathbf{s}$ and $\mathbf{e}$ are deviatoric stress and deviatoric strain tensors respectively, and they are given as follows

$$\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{\text{tr}(\boldsymbol{\sigma})}{3} \mathbf{I}; \quad \mathbf{e}_p = \boldsymbol{\epsilon}_p - \frac{\text{tr}(\boldsymbol{\epsilon}_p)}{3} \mathbf{I} \quad (4)$$

If $\text{tr}(\boldsymbol{\epsilon}_p) = 0$, the effective stress and strain would corresponds to those at uniaxial state, that is,

$$\sigma_e = \sigma_1 \quad \text{and} \quad \epsilon_e = \epsilon_1 \quad (5)$$

This is a very convenient conclusion that the non-linear response can be evaluated under uniaxial state and can be easily extended to multi-dimensional state without any triaxial testing. However, it should be noted that this is only valid when the volumetric component is negligible in the overall mechanical behaviour.

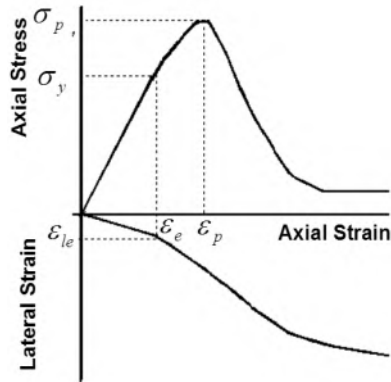


Figure 17. Illustration of yielding and failure concepts.

Yielding in theory of plasticity is generally associated with the deviation of lateral strain from linear response and it is a function of plastic strain during hardening, softening and flow stages

(Figure 17). On the other hand, failure is defined as the ultimate stress state under a given confining stress and it is a special case of yielding. Nevertheless, yielding and failure functions are used in Rock Mechanics without any discrimination. It is often the case that the functional forms of yield and failure criteria are assumed to have the same form.

There are many available yield criteria for rocks. The well-known yield (failure) criteria in geomechanics are Mohr-Coulomb (Jaeger and Cook, 1979), Drucker-Prager (1952), Mogi (1967), Hoek-Brown (1980, 1997), and Aydan (1995). For two-dimensional case, it is common to use the Mohr-Coulomb yield criterion given by:

$$\tau = c + \sigma_n \tan \phi \quad \text{or} \quad \sigma_1 = \sigma_c + q \sigma_3 \quad (6)$$

Where c , ϕ and σ_c are cohesion, friction angle and uniaxial compressive strength. σ_c , σ_c and q are related to cohesion and friction angle in the following form

$$\sigma_c = \frac{2c \cos \phi}{1 + \sin \phi}, \sigma_c = \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi}, q = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad (7)$$

As the intermediate principal stress is indeterminate in Mohr-Coulomb criterion and there is a corner-effect problem during the determination of incremental elasto-plasticity tensor, the use of Drucker-Prager criterion is common in numerical analyses, which is given by

$$\alpha I_1 + \sqrt{J_2} = k \quad (8)$$

where

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3;$$

$$J_2 = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (9)$$

and J_2 is the second invariant of deviatoric stress. Nevertheless, it is possible to relate the Drucker-Prager yield criterion with the Mohr-Coulomb yield criterion. On π -plane, if the inner corners of the Mohr-Coulomb yield surface are assumed to coincide the Drucker-Prager yield criterion, the following relations may be derived:

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 + \sin \phi)}; k = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 + \sin \phi)} \quad (10)$$

Figure 18 compares yield criteria of Mohr-Coulomb and Drucker and Prager in principal stress space.

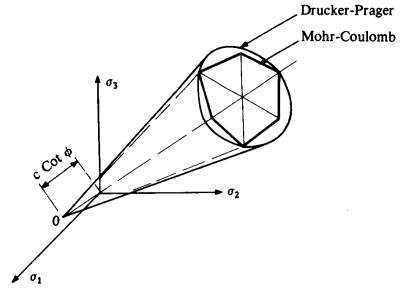


Figure 18. Illustration of yield criteria in principal stress space (from Owen and Hinton, 1980).

In RMRE, one of recent yield criteria is Hoek-Brown's criterion (1980), which is written as

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sqrt{m \sigma_{ci} \sigma_3 + s \sigma_{ci}^2} \quad (11)$$

Where, m and s are some coefficients. While the value of s is 1 for intact rock, the values of m and s change when they are used for rock mass. For the tensile yielding condition, that is, $\sigma_1 = 0$ and $\sigma_3 = -\sigma_{ti}$, coefficient m can be obtained in terms of uniaxial compressive strength (σ_{ci}) and direct tensile strength (σ_{ti}) of intact rock as follows

$$m = \frac{\sigma_{ci}^2 - \sigma_{ti}^2}{\sigma_{ci} \sigma_{ti}} \quad (12)$$

Additionally, coefficient m can also be obtained in terms of uniaxial compressive strength (σ_c) and Brazilian tensile strength (σ_{tB}) of intact rock, provided that its stress state is the one derived by Jaeger and Cook (1979), as follows

$$m = \frac{\sigma_{ci}}{\sigma_{tB}} - \frac{16 \sigma_{tB}}{\sigma_{ci}} \quad (13)$$

Therefore, one must be able to determine parameters of Hoek-Brown criterion for intact rock from uniaxial compression and tensile strength experiments without any triaxial compression testing. Furthermore, this criterion cannot be applied to non-cohesive materials such as granular media, broken rock without tensile strength and discontinuities, as it is clearly seen for the values of parameters such as

$$\sigma_{ti} = 0 \quad \text{and} \quad \sigma_c = 0 \quad \text{or} \quad c = 0 \quad (14)$$

It should be also noted that the use of the direct tensile strength should be used if it is available. As such tests are difficult to perform, tensile strength determined from Brazilian tensile tests could be used instead. Although the value of m would be slightly lower than that to be determined for direct tensile strength data. For the known range of ratio of uniaxial compression strength to tensile strength of rocks, the error should not be more than 16%.

Aydan (1995) proposed a yield function for thermo-plastic yielding of rock as given by

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \left[\sigma_\infty - (\sigma_\infty - \sigma_c) e^{-b_1 \sigma_3} \right] e^{-b_2 T} \quad (15)$$

Where σ_∞ is the ultimate deviatoric strength and T is temperature while coefficients b_1, b_2 are empirical constants. This is the only yield criterion, which incorporates the effect of temperature besides the confining pressure in Geomechanics. Figure 19 shows Aydan's yield (failure) criterion applied to experimental results reported by Hirth and Tullis (1994) as an example.

Under the isothermal condition, the last term of Eq. (22) depending upon temperature can be neglected so that it takes the following form

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \left[\sigma_\infty - (\sigma_\infty - \sigma_c) e^{-b_1 \sigma_3} \right] \quad (16)$$

Aydan et al. (2012a) has shown that if all yield (failure) criteria required representing experimental data from tensile regime to triaxial compressive regime, estimations from Hoek-Brown criterion can be quite different from experimental results and the Hoek-Brown criterion generally fails to represent the whole range of experimental results. Furthermore, parameter m of Hoek-Brown Criterion is purely a function of the uniaxial compressive and tensile strength contrary to the common belief. Therefore, Aydan et al. (2012a) concluded that the applicability of commonly used Hoek-Brown criterion in geo-engineering is quite questionable as the best yield or failure in view of comparisons with experimental results on all rock types.

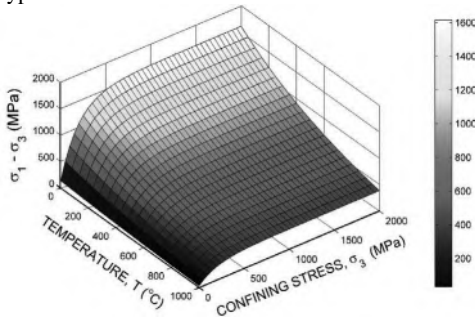


Figure 19. A three dimensional representation of Aydan's failure criterion for experimental results of Hirth and Tullis (1994) (from Aydan et al. 2012a).

4.2 Elasto-visco-plastic Behaviour

Perznya-type elastic-visco-plastic laws are used for representing non-linear rate dependency involving plasticity. In these approaches, the plastic strain is generally assumed to be independent of the volumetric response. Therefore, parameters of such

a constitutive model is determined from uniaxial tests.

The constitutive law developed by Aydan and Nawrocki (1998) for elasto-visco-plastic behaviour of rocks is given in the following form:

$$d\sigma = D^p d\epsilon + C^p d\dot{\epsilon} \quad (16)$$

where

$$D^p = D^r - \frac{D^r \frac{\partial G}{\partial \sigma} \otimes \frac{\partial F}{\partial \sigma} D^r}{h_p + \frac{\partial F}{\partial \sigma} \cdot \left(D^r \frac{\partial G}{\partial \sigma} \right) + \frac{\partial F}{\partial \sigma} \cdot \left(C^r \frac{\partial \dot{G}}{\partial \sigma} \right)} \quad (17a)$$

$$C^p = C^r - \frac{C^r \frac{\partial \dot{G}}{\partial \sigma} \otimes \frac{\partial F}{\partial \sigma} C^r}{h_p + \frac{\partial F}{\partial \sigma} \cdot \left(D^r \frac{\partial G}{\partial \sigma} \right) + \frac{\partial F}{\partial \sigma} \cdot \left(C^r \frac{\partial \dot{G}}{\partial \sigma} \right)} \quad (17b)$$

Flow rule is given as

$$d\dot{\epsilon}^p = \lambda \frac{\partial \dot{G}}{\partial \sigma} \quad (18)$$

Flow rule implies that the plastic potential function shrinks in time domain and strain increments consists of time-dependent and time independent parts.

There is no yield (failure) criterion directly incorporating the effect of creep experiments (Aydan and Nawrocki 1998; Aydan et al. 2012a), although the basic concept has been presented previously (i.e. Ladanyi 1974) for the time-dependent response of tunnels. Aydan and Nawrocki (1998) discussed how to incorporate the results of creep experiments in yield functions on the basis of results of rare creep triaxial experiments. On the basis of experimental results on various rocks by several researchers (Ishizuka et al. 1993; Kawakita et al. 1981; Masuda et al. 1987; Aydan et al. 1995), Aydan and Nawrocki (1998) concluded that time-dependency of friction angle is quite negligible and the time-dependency of the cohesive component of yield criteria should be sufficient for incorporation of results of creep experiments. The creep experiments would generally yield the decrease of deviatoric strength in time in view of experimental results, it would correspond to the shrinkage of the yield surface in time as illustrated in Figure 20.

Based on the concept above, the time dependent uniaxial compressive strength ($\sigma_c(t)$) of various rocks is represented in terms of their uniaxial compressive strength (σ_{c0}) and the duration (τ) of a short-term experiment by the following function (i.e. Aydan and Nawrocki 1998, Aydan and Ulusay 2013):

$$\frac{\sigma_c(t)}{\sigma_{cs}} = 1.0 - b \ln\left(\frac{t}{\tau}\right) \quad (19)$$

where b is an empirical coefficient to be determined from experimental results (i.e. Aydan et al. 2011).

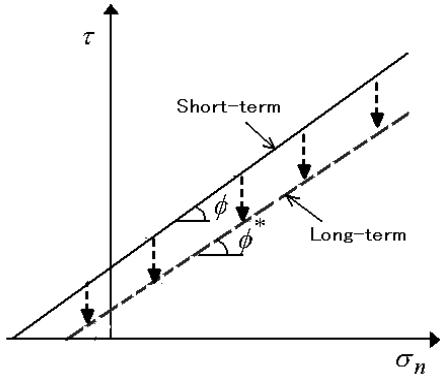
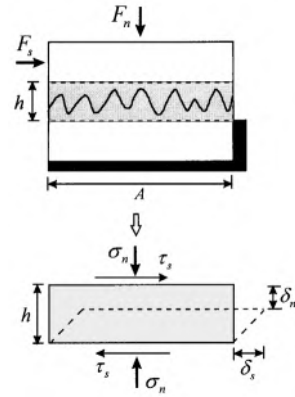


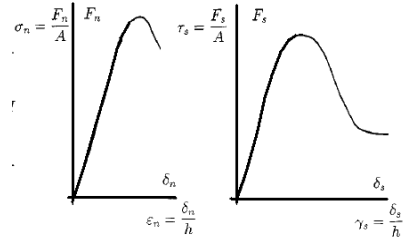
Figure 20. An illustration of long-term variation of Mohr-Coulomb yield criterion.

4.3 Constitutive Modeling of Discontinuities

There are two fundamental theoretical models, namely Hertz's model and Mindlin's model, for contact type modeling of discontinuities (Aydan et al. 1996b). However, these models are restricted to a very simple geometry and the elastic behaviour of adjacent materials. Since the configuration of discontinuities (contacts) and the mechanical behaviour of adjacent materials are generally complex, the experimental technique is probably the only way to deal with contact problems. In this respect, the direct shear test technique is widely used to characterize the behaviour of contacts, interfaces and rock discontinuities. There have been mainly three kinds of modeling to interpret and to utilize the responses measured in direct shear tests (Fig. 21).



(a) Actual and mechanical models



(b) Constitutive relations

Figure 21. Modeling of discontinuities (from Aydan et al. 1996a)

Force-displacement-type modeling: In this case, discontinuities are assumed to have a zero thickness without an explicit definition of contact area A . The responses measured in direct shear tests are directly used in numerical representations.

Stress-displacement-type modeling: This type of modeling is probably the most widely used approach in numerical analyses. The contacts are again assumed to have a zero thickness and the responses measured in direct shear tests are directly used in numerical representations.

Stress-strain type-modeling: Contacts, rock discontinuities and interfaces are considered as bands with a finite thickness. The thickness of the bands is related to the thickness of shear-bands observed in tests or in nature, or the height of asperities along the plane.

A great number of experiments and theoretical studies can be found on the shear strength of rock discontinuities (i.e. Hock and Brown, 1980; Aydan et al. 1996b). However, we see many yield functions for discontinuities including the effect of asperities explicitly or implicitly (Fig. 22). The recent studies on thermo-mechanical behaviour of rock discontinuities indicate that the yield

functions of rock discontinuities also depend upon temperature.

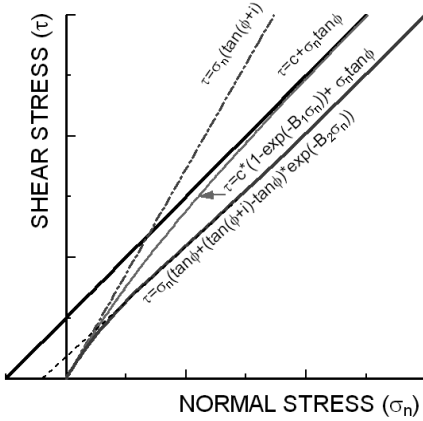


Figure 22. Comparison of some yield functions for rock discontinuities (from Aydan et al. 1996b).

As pointed by Aydan (Aydan and Kawamoto 1990; Aydan and Shimizu 1995; Aydan et al. 1996c) previously, the surface morphology of rock discontinuities has regularly distributed ridges and troughs with eigen directions (Figure 23). Some parameters are available for characterizing the surface morphology of discontinuities. However, they only handle isotropic situations. Aydan and Shimizu (1995) and Aydan et al. (1996a,c) proposed some procedures how to evaluate the anisotropy of surface morphology parameters, and it is expressed mathematically for any surface morphology $F(\theta)$ parameters as

$$F(\theta) = \sum_{i=1}^n a_i \cos^i \theta + \sum_{i=1}^n b_i \sin^i \theta + \sum_{i=1}^n c_i \cos^i 2\theta + \sum_{i=1}^n d_i \sin^i 2\theta + \dots \quad (19)$$

$$\sum_{i=1}^n y_i \cos^i N\theta + \sum_{i=1}^n z_i \sin^i N\theta$$

Thus, parameters of thermo-hydro-mechanical constitutive laws of rock discontinuities must take into account the anisotropic nature of surface morphology of rock discontinuities. For anisotropic shear strength of rock discontinuities, Aydan et al. (1996b) proposed the following yield criterion:

$$\tau = A_1 (1 - e^{-B_1 \sigma_n}) + \sigma_n (\tan \phi_1 + A_2 e^{-B_2 \sigma_n}) \quad (20)$$

Where $\tau, \sigma_n, A_1, A_2, B_1$ and B_2 are shear stress, normal stress and empirical coefficients respectively. If the discontinuities are relatively smooth, the cohesive component can be negligible and the Eq. (20) is reduced to the following form:

$$\tau = \sigma_n (\tan \phi_1 + A_2 e^{-B_2 \sigma_n}) \quad (21)$$

Coefficients A_1, A_2, B_1 and B_2 should be determined from directional surface morphology measurements and shear strength experiments. Some of applications of Eqs. (20) and (21) to actual experimental results can be found in Aydan et al. 1996b and one example is shown in Figure 24.

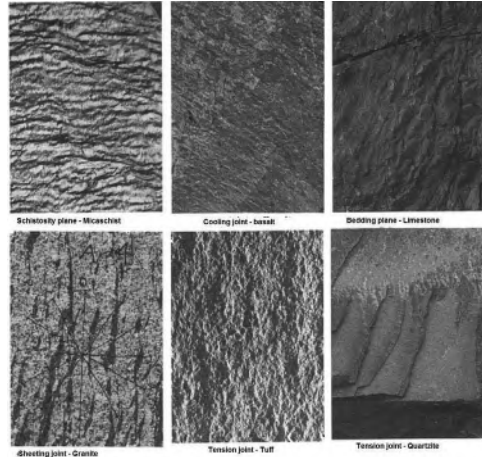


Figure 23. Views of some discontinuity surfaces.

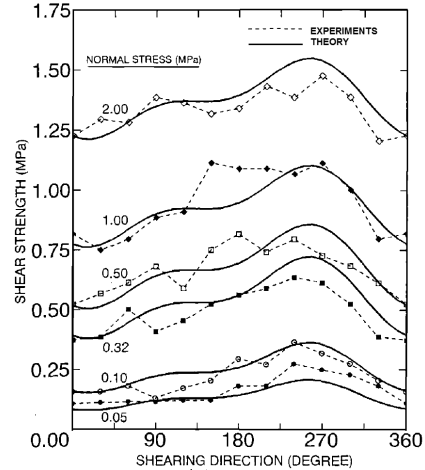


Figure 24. Comparison of experimental results with anisotropic strength criterion of Aydan et al. (1996b).

4.4 Characterization of Rock Masses and Constitutive Modelling of Rock Mass Behaviour

There are a number of approaches to characterize rock masses as described by ISRM (2007). For this purpose there are several rock classifications (i.e. Terzaghi, 1946; Stini, 1950; Lauffer 1958) available to practitioners. However, these classifications are not quantitative and Bieniawski

(1974, 1989) and Barton et al. (1974) proposed quantitative rock classifications, which have served rock engineering community well. However, many available rock classification systems have some parameters double counting the effects of discontinuities. In addition, although the effect of water particularly on clay-bearing rocks plays an important role in decrease of their strength, this effect is not adequately considered in the existing rock mass classification systems.

Aydan et al. (2013a) proposed a new rock mass quality rating system called Rock Mass Quality Rating (RMQR). This rock mass quality rating system combines relevant parameters of rock masses with the consideration of all available rock mass classifications together with sound mechanical reasoning and provides a quantitative measure for the physical state of rock mass with respect to intact rock. The system consists of six different parameters to describe state of intact rock, discontinuities and groundwater condition and water absorption characteristics. The main parameters specifically are degradation degree of intact rock, discontinuity set number, discontinuity spacing, discontinuity condition, groundwater seepage condition and water absorption condition. The state of rock mass is categorised into six classes.

Rock masses are modelled either through continuum equivalent models or discontinuum models. When the discontinuum models are used, intact rock and discontinuities are modelled separately using discrete element method (DEM), displacement discontinuity analysis (DDA), joint, contact or interface elements in FEM (FEM-J, FEM-I, DFEM) (see Kawamoto and Aydan 1999 for details). On the other hand, when rock mass is modelled as an equivalent continuum, these models are:

1. Empirical Models
2. Equivalent Elastic Compliance Model
3. Crack Tensor Model
4. Damage Model
5. Micro-structure models
6. Homogenization Technique.

However, the recent tendency is to estimate the equivalent properties of rock masses using the empirical methods based on some rock mechanics classification parameters. These empirical models are only concerned with elastic modulus and some yield function parameters for feasibility studies and design purposes. It should be, however, noted that most of available empirical relations are not experimentally validated.

Based on in-situ experiments on rock masses and information from actual excavations, Aydan et al. (2013a) proposed the following relation between the rock mass properties and RMQR with the use of those of intact rock (Figure 25):

$$\alpha = \alpha_0 - (\alpha_0 - \alpha_{100}) \frac{RMQR}{RMQR + \beta(100 - RMQR)} \quad (22)$$

Where α_0 and α_{100} are the values of the function at $RMQR = 0$ and $RMQR = 100$ of property α , β is a constant to be determined by using a minimization procedure for experimental values of given physical or mechanical properties. The authors proposed some values for these empirical constants with the consideration of in-situ experiments carried out in Japan as given in Table 1. When a representative value of RMQR is determined for a given site, geo-mechanical properties of rock mass can be obtained using Eq. (22) together with the values of constants given in Table 1 and the values of intact rock for a desired property (Figures 26 and 27).

Table 5. Values of α_0 , α_{100} and β for various properties of rock mass

Property (α)	α_0	α_{100}	β
Deformation modulus	0.0	1.0	6
Poisson's ratio	2.5	1.0	0.3
Uniaxial compressive strength	0.0	1.0	6
Tensile strength	0.0	1.0	6
Cohesion	0.0	1.0	6
Friction angle	0.3	1.0	1.0

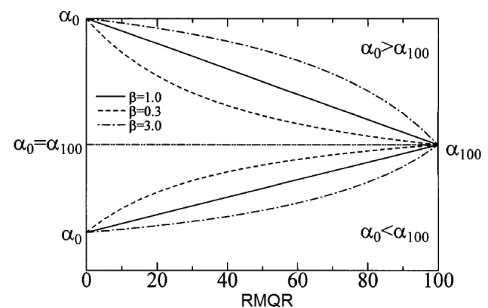


Figure 25. Estimation normalized properties of rock mass using Eq. (22).

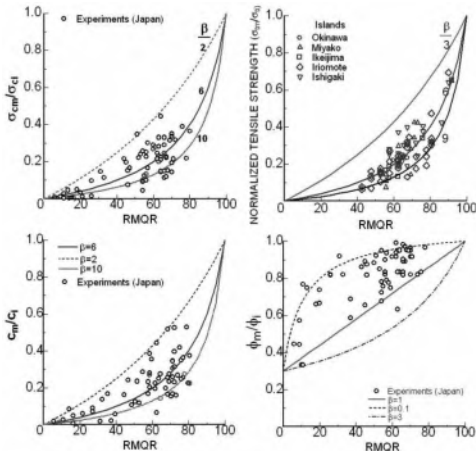


Figure 26. Comparison of experimental results with estimations from Eq. (22) (from Aydan et al. 2013).

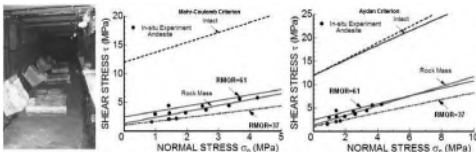


Figure 27. Comparison of in-situ rock shear experiments with Mohr-Coulomb and Aydan (1995) yield/failure criteria (from Aydan et al. 2013a).

4.5 Coupled Behaviour

The coupled processes would involve the coupling of equation of motion, equation of mass transport for seepage and diffusion and equation of heat flow (Fig. 28). When radioactive waste problem is considered, the ranges from 10,000 to 1,000,000 years. The constitutive law parameters among coupling of diffusion $[C]$, heat flow $[T]$ and seepage $[p]$ are generally unknown and further experimental studies are necessary (Aydan 2001).

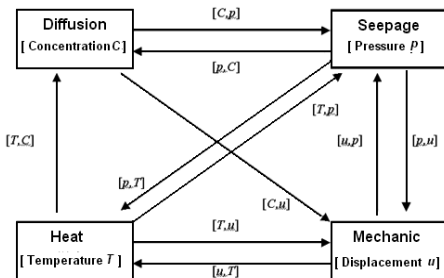


Figure 28. The concept of coupling of governing equations in modeling the high-level nuclear waste disposal problem.

5 IN-SITU EXPLORATION & MONITORING

5.1 Needle Penetration Tests

Needle penetration tests using a JIS S 3008 (No.2) sewing needle are used for inferring the uniaxial compressive strength (UCS) of soft rocks particularly in tunneling through squeezing rocks and foundations on weathered rocks in Japan (Aydan 2012; Aydan et al. 2013). The device measures the applied load and the penetration depth of its needle. The ratio of applied load to penetration depth is originally called Needle Penetration Index (NPI). This device has been used to infer the geo-mechanical properties of soft rocks from Japan, Turkey, Indonesia and Egypt. Various equations are presented to infer the geo-mechanical properties in terms of needle penetration index (NPI) and compared with experimental results. Aydan et al. (2013b) also showed that it is possible to evaluate the anisotropy of geomechanical properties as well as the characterization of geomechanical properties of fault/fracture and slip (shear) surfaces. Furthermore, Aydan et al. (2013b) proposed some additional equations to consider the degradation of geo-mechanical properties as a function of water content, weathering state, and cycle numbers of freezing-thawing as well as the possibility of evaluating time-dependency characteristics of soft rocks by NPT (Figure 29). It is shown that the effects of water content, weathering state, and cycle numbers of freezing-thawing and time dependency can be evaluated using the needle penetration testing technique.

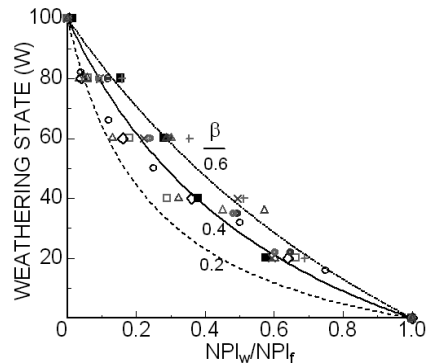


Figure 29. Estimation of degree of weathering using NPI (from Aydan et al. 2013b).

Aydan et al. (2008c) explored the use of flat-ended needles to infer elasto-plastic characteristics of rocks from a single experiment. For this purpose,

the diameter of flat-ended needles varied and their responses investigated. Some theoretical and numerical methods were used for how to infer the properties of rocks from the responses measured by this special experimental technique. From theoretical model it was possible to determine the yield function constants such as tensile strength, uniaxial compressive strength, friction angle and deformability parameters such as elastic modulus and Poisson's ratio from a single experiment (Fig. 30).

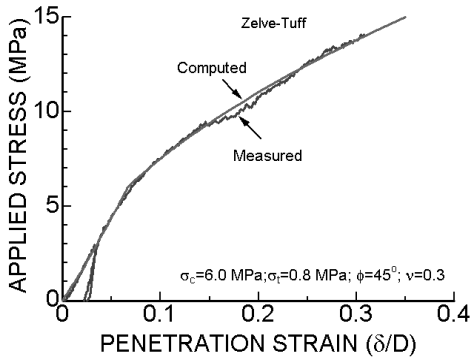


Figure 30. Comparison of computed and measured nominal strain versus applied pressure responses (δ : penetration; D: diameter) (from Aydan et al. 2008).

Aydan et al. (2011c, 2013b) explored the possibility of time-dependent properties of a soft rock and they devised an experimental set-up with a 3mm flat-ended needle to investigate creep characteristics of rocks. This type creep experiment is also known as impression creep experiments (Hyde and Sun, 1996; Rassouli et al. 2010) and they are relatively easy to perform and the capacity of loading equipments is relatively small compared to conventional creep experiments. A series of experiments carried out using the JIS S 3008 (No.2) sewing needle to investigate both relaxation and creep characteristics of some soft rocks. The needle was attached to loading system and time-dependent responses were measured. Several impression creep experiments were carried out on Oya tuff samples by attaching the needle to the loading system of a cantilever type creep device, which was described in Aydan et al. (2011c). Figure 31 compares the failure time of samples tested in uniaxial and triaxial compression creep experiments under dry and saturated conditions. From the needle penetration creep experiments with a JIS S 3008 (No.2) sewing needle it was found that if the stress ratio remains the same, the failure time of dry and saturated samples are very similar the failure times of

samples tested under uniaxial and triaxial compression creep experiments.

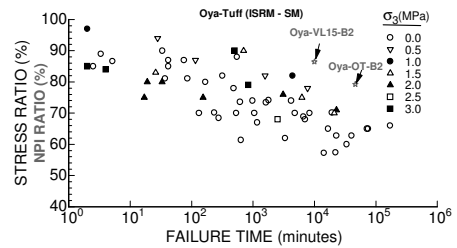


Figure 31. Comparison of failure time of impression creep results with available those from uniaxial and triaxial creep experiments.

5.2 In-situ Stress Inferences

Some simple methods were devised to infer the stress state in the earth's crust by geologists in 1950's using the structural features of the earth's crust such as striations of faults, dike intrusion, folding (Anderson 1950; Angellier (1984). Most of these solutions become unstable during inversion and they cannot be applied to a single fault. Aydan (2000a) proposed a new method to infer the stress state, which is capable of inferring the stress state even from a single fault and it is theoretically and numerically superior to other similar methods. The method is also capable of inferring the stress state from focal plane solutions (Aydan and Kim, 2002; Aydan et al. 2002). The applicability of the method to the focal plane solutions also provides quantitative information of the stress state changes in the earth's crust. This method is based on the well-known principles and physical facts in the field of rock mechanics. This method has been also extended to the utilization of other geologic structures (i.e. kink bands, folding, dyke intrusions). The method has been applied to sites in Japan, USA and Turkey, where in-situ stress measurements are available (Figures 32 and 33).

Although it is difficult to obtain total stresses from GPS measurements, it may possible to determine principal stress variations and their orientations from the processing of GPS measurements as proposed by Aydan (2000b). An Integrated application of these methods for evaluating the stress state of Turkey is shown in Figure 34. GPS measurements clearly indicate that the earth's crust deforms with time. The implication is that in-situ stress state would not remain the same in time (Aydan et al. 2012b). This

may be very important issue for long and large engineering structures such as tunnels, underground powerhouses, suspension bridges and arch and gravity dams. The variations may be estimated from the computation of stress rates using the GPS measurements and/or displacements from the processing of acceleration records by the EPS Method. In addition, the inferences from the use of focal plane solutions may be possible.

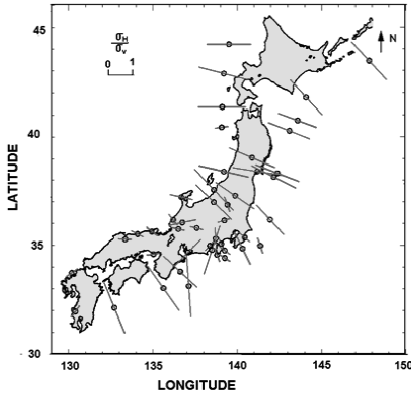


Figure 32. Inferred maximum horizontal stress ratios and their directions from the striation or sense of active faults (from Aydan 2013).

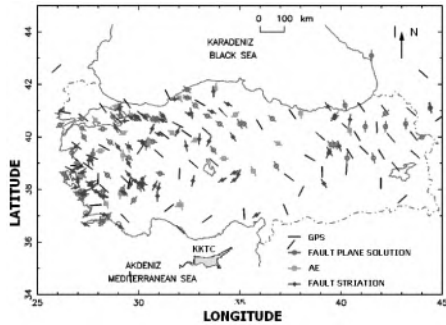


Figure 33. Comparison of maximum horizontal stress directions of Turkey obtained from various methods (From Aydan 2008).

Aydan (2013) proposed a method how to infer the in-situ stresses from the damage zones around the blastholes and it is named as the *blasthole-damage method*. This method has been applied to several sites where in-situ stress states are obtained by using direct or other indirect techniques (Aydan et al. 2013c; Watanabe et al. 2013). The inferences are compared with measurements and the validity of the method are discussed in view of the measurements or inferences from other methods (Figure 34). As rock excavation is often carried out by drilling and blasting technique, this method may

be a quite usefull and low-cost method for engineers to infer the in-situ stress state for the rock engineering applications in years to come.

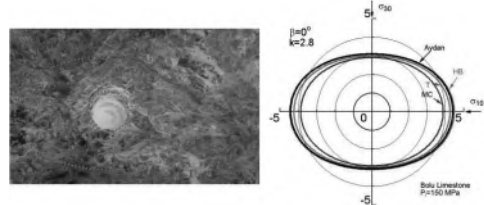


Figure 34. Inference of in-situ stress from blasted holes (from Aydan 2013).

5.3 Laser Surveying

Laser surveying technique has been greatly improved in recent years. This method has been now applied to various rock engineering projects involving slopes, underground excavations and mining related structures, although it was quite time-consuming to do the laser surveying at initial stages. The author utilized this technique in an abandoned mine exploited using the room and pillar technique at Mitake town in Japan. Figure 35 shows one example of the laser surveying used in the abandoned mine with highly complex geometry of within 20 minutes. The processed results can be easily visualized immediately after surveying. This method may be quite usefull in surveying various structures. In addition, it may be used for monitoring response of rock engineering structures in short and long-term.

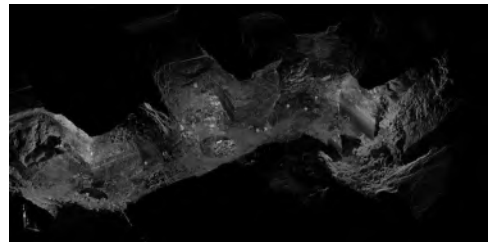


Figure 35. A laser surveying result of an abandond mine at Mitake town.

5.4 Multi-parameter In-situ Monitoring

The author and his group has been involved with the monitoring of antique and modern engineering structures (Aydan et al. 2005a, 2005b, 2008a; Aydan and Ulusay 2013; Ulusay et al. 2013; Tano et al. 2005). This system has been named as a real-time multi-parameter monitoring system (Figure 36). This system involves environmental and geomechanical parameters. Environmental

parameters are rainfall, temperature, humidity and air pressure while geomechanical monitoring parameters are AE counts, electric potential variations, displacement, tilting, displacement, acceleration, electrical resistivity. This system utilizes fundamentally based on batteries, which makes the system to be useable in any place. The author has been exploring the use of solar-power as an energy source and such a system consisting of displacement transducers, acoustic emission counting devices, tilting, acceleration as well as environmental parameter measuring devices has been already completed and installedfor. When the solar-power can not be used, the author has developed another system utilizing chargeable 6V car batteries. Such system has been now employed in the New ishigaki Airport.



Figure 36. Views of multi-parameter system and its in-situ set-ups.

5.5 Non-destructive Testing

There are many already aging structures. Furthermore, it is becoming more difficult to obtain sites for new developments due to environmental as well as natural circumstances. Besides, the degradation of surrounding rock mentioned due to various causes, the support members such as rockbolts, rockanchors and steel ribs may deteriorate or corrode. In addition, concrete linings may crack due to shrinkage, cyclic loading etc. Therefore, the use of non-destructive evaluation techniques has been receiving great attention in recent years (Aydan et al. 2008d). These techniques mostly utilize impact or induced waves, electrical resistivity, electromagnetic waves. The non-destructive inspections devices have greatly improved in recent years. However, it is still difficult to say that these techniques provide satisfactory results. Furthermore, the developments are still necessary in relation to equipments for non-destructive tests and interpretation of results (Figure 37).

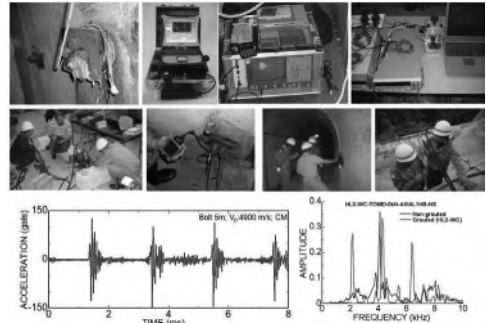


Figure 37. Views of nan-destructive testing devices and their applications.

5.6 Blasting-induced Vibration Monitoring

The authors have been recently involved with strong ground motion measurements at several open-pit mines in Western Turkey, tunnels in Turkey and Japan (Aydan et al. 2002, 2013f; Watanabe et al, 2013; Geniş et al. 2013) and evaluate their effects on structures in populated areas nearby the open-pit mines. The author has recently developed a stand-alone battery charged accelerometer with a 2GB storage memory and triggering option. This system has been utilized at several sites in Turkey and Japan. Figure 38 shows the layout and attenuation of maximum ground acceleration with distance. Although the velocity based criterion utilized for assessing the effects of vibrations caused by blasting, the acceleration-based vibrations may be quite useful for assessing the effects of vibration on structures as well as environment.

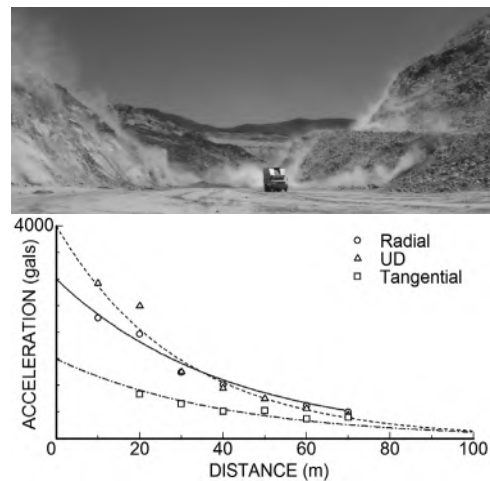
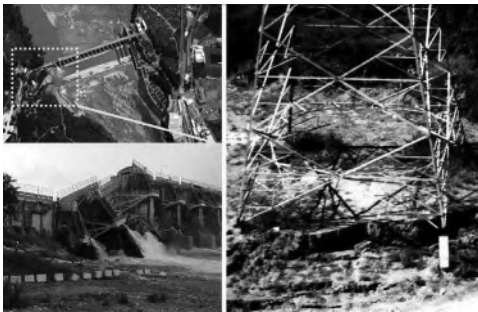


Figure 38. View a blasting at an open-pit mine and attenuation of maximum ground acceleration.

6 EFFECT OF EARTHQUAKES ON ROCK ENGINEERING STRUCTURES

Foundations and Dams

Inland (intraplate) earthquakes may result in surface ruptures. Although it is difficult to estimate how surface ruptures will appear near ground surface due to the reduction of vertical stress, they may induce negative or positive flower structures depending upon the sense of faulting. These surface ruptures may cause the failure of foundations of super-structures such as bridges, dams, viaducts and pylons (Aydan and Ulusay 2002; Aydan et al. 2006). The foundation may sometimes be catastrophic as observed in the foundation failure of Shikang Gravity Dam by the 1999 Chi-chi earthquake in Taiwan (Figure 39). The earthquakes of 1995 Kobe, and 1999 Kocaeli, 1999 Chi-chi and 1999 Düzce-Bolu, 2008 Wenchuan caused severe damage to pylons. 1999 Kocaeli and 1999 Düzce-Bolu earthquakes damaged the foundations of viaducts and bridges. Therefore, it is urgent issue how to assess the effects of possible surface ruptures in potential earthquakes and how to minimize their effect on structures.



(a) Shikang Dam (b) Pylon - Gölcük
Figure 39. Faulting induced damage on foundations.

6.2 Slopes and Landslide Dams

The 1999 Chi-chi, 2004 Chuetsu, 2005 Kashmir, 2008 Wenchuan and 2008 Iwate-Miyagi earthquakes caused many rock slopes and rockfalls (Figure 40). These slope failures and rockfalls, in turn, resulted in the destruction of railways, roadways, housing and vehicles. The failed rock mass body in Aratozawa Dam landslide shown in Fig. 40 luckily did not moved into the reservoir so that the incident similar to that of the Vaiont dam did not occurred. The assessment of the stability of natural rock slopes against earthquakes is very

important and one of our urgent issues is how to address it and how to devise the methods and technology for mitigation.



Figure 40. Examples of slope failures induced by earthquakes.

It should be also noted that the failure forms induced by earthquakes might involve passive modes in addition to active failure modes proposed by Aydan (1989). The estimation of travel distance of natural slopes upon failure and their effect on engineering structures as well as on the natural environment is also of great importance. The travel distance may be of tremendous scale and it may cause severe damage to settlements and structures. Although this issue is well known and some simple methods are available (i.e. Aydan et al. 1992, Ulusay et al. 2007), the present numerical methods are still insufficient to model post failure motions.

Large-scale rock slope failures induced by earthquakes may also result in landslide lakes, which may also induce secondary disasters at downstream upon breaching. The estimation of the landslide dams against breaching and piping failure is also of great concern and challenging problem. Although there are some soil-mechanics type approaches to assess the stability problem of landslide dams against piping and breaching, better approaches should be devised. The landslide dams can be of great scale as observed at Hattian landslide in 2005 Kashmir earthquake. The possible economical use of such landslide dams as rock-fill dams should be also explored.

6.3 Underground Structures

It is well known that the underground structures such as tunnels and powerhouses are generally resistant against earthquake-induced motions. However, they may be damaged when permanent ground movements occur in/along the underground structures. As seen in Figure 41, there are several examples of damage to tunnels due to permanent

ground movements during 1930 Tanna, 1978 Izu-Oshima-Kinkai, 1995 Kobe, 1999 Düzce-Bolu, 1999 Chi-chi, 2004 Chuetsu, 2005 Kashmir and 2008 Wenchuan earthquakes (i.e. Aydan et al. 2010, 2011b). Most of tunnels has non-reinforced concrete linings. Since the lining is brittle, the permanent ground movements may induce the rupture of the linings and falling debris may cause disasters with tremendous consequences to vehicles passing through. Therefore, this current issue must be urgently addressed. It should be also noted that the same issue is valid for the long-term stability of high-level nuclear waste disposal sites.

Natural caves may sometimes be of great concern and their actual configuration would be different from those used in rock-engineering structures. Some sinkholes were caused in L'Aquila City during the 2009 L'Aquila earthquake. The recent earthquakes also showed these mines are quite vulnerable to cause sinkholes and subsidences (Aydan 2004; Aydan and Tano, 2012) (Figure 42). Aydan et al. (2013b, 2013d,e) showed that the ground amplifications may be quite large on the abandoned mines where extraction is carried out by room and pillar or long-wall mining technique.



Figure 41. Views of damage to tunnels in recent earthquakes.



Figure 42. Views of sinkholes above karstic caves and abandoned lignite lines in recent earthquakes.

7 NUMERICAL METHODS

Excavation of tunnels is done through drilling-blasting or mechanically such as TBM and/or excavators. The most critical situation on stress state is due to the drilling-blasting type excavation since the excavation force is applied almost impulsively. However, the drilling-blasting type

excavation may cause a damage zone around the opening so that high-stress concentrations is moved into surrounding rock from the excavation perimetry. The effect of impulsive application of excavation force for an axisymmetric cylindrical tunnel under initial hydrostatic stress is evaluated by a dynamic visco-elastic finite element method (coded by the author) and results are briefly discussed herein.

The responses of displacement, velocity and acceleration of the tunnel surface with a radius of 5m are plotted in Figure 43. As noted from the figure, the sudden application of the excavation force, in other words, sudden release of ground pressure results 1.6 times the static ground displacement at the tunnel perimetry and shaking disappears almost at 2 seconds. As time progress, it becomes asymptotic to the static value and velocity and acceleration disappear.

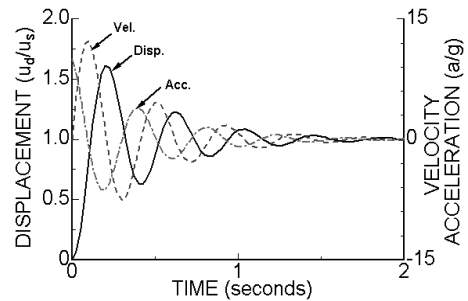


Figure 43. Responses of displacement, velocity and acceleration of the tunnel surface.

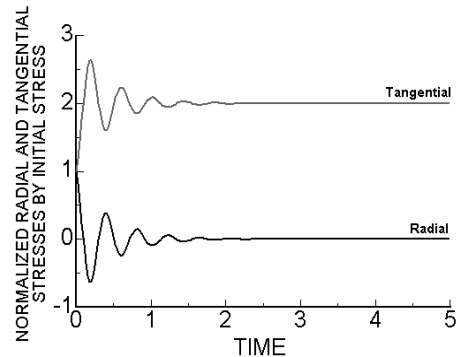


Figure 44. Responses of radial and tangential stress components nearby the tunnel surface (25cm away from the perimetry).

The resulting tangential and radial stress components nearby the tunnel perimetry (25cm from the opening surface) are plotted in Figure 44 as a function of time. It is of great interest that the tangential stress is greater than that under static

condition. Furthermore, very high radial stress of tensile character occur nearby the tunnel perimetry. This implies that the tunnel may be subjected to transient stress state, which is quite different than that under static conditions. However, if the surrounding rock behaves elastically, they will become asymptotic to their static equivalents. In other words, the surrounding rock may become plastic even though the static condition may imply otherwise.

As rock mass includes various discontinuities, the consideration of discontinuities has received great attention since early times. There are many limiting equilibrium type stability analysis methods to take into account discontinuous nature of rock mass for evaluating the stability of rock engineering structures.

Some special codes such as DEM (including its recent derivatives) and DDA are proposed and used since 1971 (Cundall 1971; Shi, 1988). Although it is possible to simulate the post failure motions of the failed structures by DEM and DDA, it is still difficult to say that these methods will yield acceptable solutions for the post failure state for experimentally determined material properties used in analyses. Furthermore, they can not be generalized for various problems. On the other hand, finite difference method (FDM) initially and finite element method (FEM) are universal and general techniques and they can be applied to various problems of RMRE (Aydan 2001; Aydan et al. 2010). Particularly, the FEM can deal rock discontinuities for stress, heat seepage and diffusion problems (FEM-J, FEM-I and DFEM) and it can handle linear and non-linear constitutive laws including anisotropic characteristics (Goodman et al. 1969; Ghaboussi et al. 1973; Mamaghani et al. 1999; Aydan et al. 1988, 1996). Figure 45 shows a comparison of stress field around a large underground power house under high in-situ stress condition using conventional elasto-plastic FEM analysis, multiple yield FEM model with ubiquitous two discontinuity sets and Discrete Finite Element Method (DFEM) analysis (Aydan and Kawamoto, 2001). The FEM can also large deformations if updated Lagrangian schemes are utilized (i.e. Ichikawa et al. 1990; Aydan et al. 1996a).

It should be recognized every techniques has their own merits and de-merits. When they are used these facts must be taken into account. Furthermore, researchers and engineers should explore the power of 1D and 2D simulations as much as possible. If such simulations yield some uneconomical results, then 3D simulations should

be implemented (Figure 46). Furthermore, if numerical simulations involve time dependent problems, particularly, hyperbolic type solution schemes, it may be imperative to utilize 1D and later 2D numerical simulations before 3D simulations (Aydan et al. 2013e).

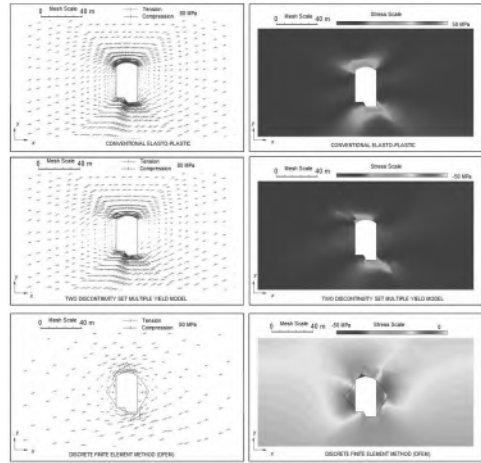


Figure 45. Comparison of stress fields obtained from different FEM techniques (arranged from Aydan and Kawamoto, 2001).

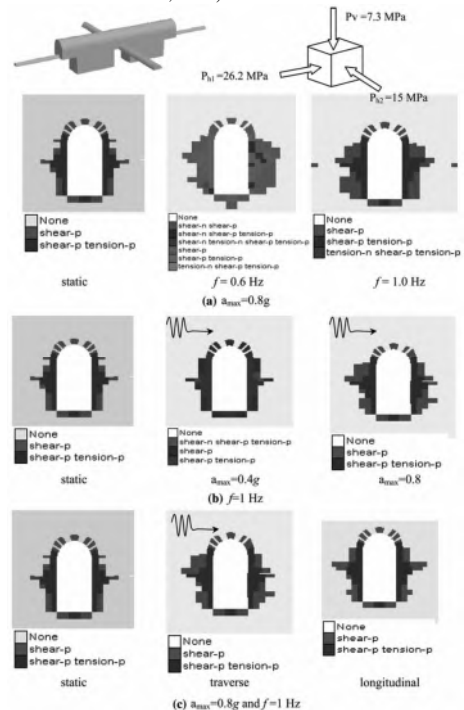


Figure 46. Yield zone formation of underground power house for different cases of input ground motions (arranged from Geniş and Aydan, 2007).

8 SPECIAL ISSUES

8.1 Spatial Rock Mechanics

Mankind is now exploring the ways to find out the characteristics of other planets and possibility of exploiting their mineral resources. The USA and Russia (former SSCB) sent several spacecrafts to Moon, Venus and Mars and some of them landed on Moon, Venus and Mars (NASA, 2008). One of most impressive images from the Apollo Program of NASA is the man next to lunar rock mass (Fig. 26). The images from recent Mars exploration rovers showed the striking similarities between rocks on Earth and those of Mars. One can easily notice layered rock masses, jointing, weathering effects and some toppling type rock slope stability problems (Figure 47).



Figure 47. Man next to Lunar rock mass (image by NASA, 2008).

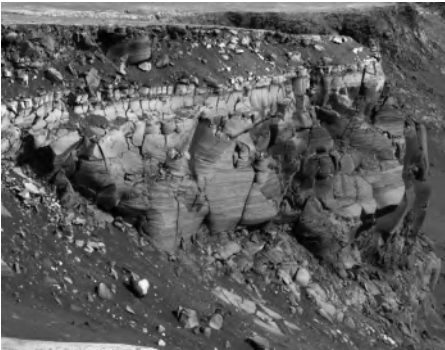


Figure 48. Some images of rocks and rock slope on Mars (arranged from images of NASA, 2008).

Although the environmental conditions on Mars and other planets are different from those on Earth, the principles governing mechanical and engineering aspects of rocks on other planets should be quite similar to those developed for rocks of Earth. Therefore, the next generations of our discipline would definitely see its extension to the rocks of other planets.

8.2 Preservation of Cultural Assets

Most of cultural remains are associated with rocks. Almost all historical scriptures and figures are engraved in hard rocks (Figure 49). Some remains utilize the extracted rock blocks made of mostly granite or marble. These generally take the form of palaces, dams, temples, towers, walls, and arches. Some of remains are excavated in rock mass. Except natural caves, mankind constructed underground or semi underground openings in soft rocks. However, one can also found such structures excavated in limestone in the form of irrigation tunnels. Mankind initially used hard stones (i.e. flints, diorite, obsidian) initially, it later started to excavate by metallic tools. Since 9000 years old archeological mining and metallurgic traces are found in Anatolia, it is likely that the use of metallic tools should be as old as 9000 years (Hatti era).



Figure 49. Ağılı rock with Egyptian hyegography belonging to Hittite period in Cappadocia.

There are many underground or semi-underground cities excavated in tuff in Cappadocia region of Turkey (Aydan and Ulusay, 2003, 2013). Although its history is generally associated with settlement of large Christian communities about 1000-1500 years ago, its history may go back to 2500 years ago in view of the record of Ksenon, who is a Persian historian. Since the region has 5000 years old iron mines, and iron is known to be exploited by Hittites (maybe by Hattians), it is very likely that the history of excavations in this region may be confined to 2500 to 5000 years before present. Many historical remains now face severe weathering and degradation of problems, which result in partial or total collapse of these historical remains. The most important issue is now how to eliminate or decrease rate of the degradation of tuff due to cyclic freezing-thawing and wetting-drying processes.

The tombs of pharaohs in Thebes region of Egypt have been suffering problems associated with the swelling of Esna shale due to water table rise caused by the construction of dams nearby (Aydan et al. 2008a,b). This problem is quite severe particularly at the tombs with small overburden (see Figure 50).



Figure 50. The uplifting of soft-limestone layer due to swelling of Esna shale beneath in the tomb of Ramses II.

9 CONCLUSIONS

The author is prepared this article with a sole purpose of exploring the ways to advance our discipline known as Rock Mechanics and Rock Engineering. Although it is difficult to cover all aspects of our field, the materials presented in this article should serve as some bases for possible future advances in RMRE. Since rock constitute the Earth's crust, our discipline called RMRE should expand its spectrum. Therefore, our discipline may be renamed as Geomechanics and Geoengineering as the further advancement.

ACKNOWLEDGEMENTS

The author, first of all, would like to thank the organising committee of the ROCKMEC'2014-XIth Regional Rock Mechanics Symposium for their kind invitation to contribute to this symposium through this invited lecture. The author sincerely extend his thanks to his mentor, friends, colleagues and former students for their suggestions and help, in particular, Emeritus Prof. Dr. T. Kawamoto of Nagoya University, Prof. Dr. H. Tano of Nihon University (Honorary Professor of Pamukkale University, Prof. Dr. R. Ulusay of Hacettepe University, Prof. Dr. H. Kumsar of Pamukkale University, Prof. Dr. N. Tokashiki of University of the Ryukyus, Assoc. Prof. Dr. Melih

Geniş of Bülent Ecevit University, Assoc. Prof. Dr. A.H. Bilgin, Mr. M. Mitsuo, Dr. Y. Ohta of Japan Nuclear Energy Agency. The help given by Mr. A. Mochizuki of Tokairiki Co., Miss M. Edahiro and T. Toyoshima of Shimadzu Corporation, T. Yaoito of KEN-Automation, S. Kishibe of FARO-Japan are sincerely acknowledged for some of experiments and in-situ laser surveying.

REFERENCES

- Anderson, E.M., 1951. *The Dynamics of Faulting*, Edinburgh, Oliver and Boyd.
- Angellier, J., 1984. Tectonic analysis of fault slip data sets, *J. Geophys. Res.*, **89** (B7), 5834-5848.
- Aydan, Ö., 1989. The stabilization of rock engineering structures by rockbolts. Doctorate Thesis, Nagoya University, 204 p..
- Aydan, Ö., 1995. The stress state of the earth and the earth's crust due to the gravitational pull. *The 35th US Rock Mechanics Symposium*, Lake Tahoe, 237-243.
- Aydan, Ö. 1998. Simple tests on the validation of effective stress law for rock discontinuities. *Proceedings of the Biot Conference on Poromechanics*, Louvain, 539-544.
- Aydan, Ö., 2000a. A stress inference method based on structural geological features for the full-stress components in the earth' crust, *Yerbilimleri*, **22**, 223-236.
- Aydan, Ö., 2000b. A stress inference method based on GPS measurements for the directions and rate of stresses in the earth' crust and their variation with time. *Yerbilimleri*, **22**, 21-32.
- Aydan, Ö. 2001. Modelling and analysis of fully coupled hydro-thermo-diffusion phenomena. *Int. Symp. On Clay Science for Eng.*, Balkema, IS-SHIZUOKA, 353-360.
- Aydan, Ö., 2004. Implications of GPS-derived displacement, strain and stress rates on the 2003 Miyagi-Hokubu earthquakes, *Yerbilimleri*, No.30, 91-102.
- Aydan, Ö. 2004. Damage to abandoned lignite mines induced by 2003 Miyagi-Hokubu earthquakes and some considerations on its possible causes. *J. of School of Marine Science and Technology*, Vol. 2, No.1, 1-17.
- Aydan, Ö. 2008. New directions of rock mechanics and rock engineering: Geomechanics and Geoengineering. 5th Asian Rock Mechanics Symp. (ARMS5), Tehran, 3-21.
- Aydan, Ö (2012): The inference of physico-mechanical properties of soft rocks and the evaluation of the effect of water content and weathering on their mechanical properties from needle penetration tests. *ARMA 12-639, 46th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium*, Chicago, Paper No. 639, 10 pages (on CD).
- Aydan, Ö. 2013a. Inference of Contemporary Crustal Stresses from Recent Large Earthquakes and Its Comparison with Other Direct and Indirect Methods. 6th International Symposium on In Situ Rock Stress (RS2013), Sendai, Paper No. 1051, 8p.
- Aydan, Ö. 2013b. In-situ Stress Inference from Damage around Blasted Holes. *Journal of Geo-system Engineering*, Taylor and Francis, 16:1, 83-91.

- Aydan, Ö., T. Kawamoto 1990. Discontinuities and Their Effect on Rock Masses. *Int. Conf. Rock Joints*, ISRM, 149-155.
- Aydan, Ö. and Y. Shimizu 1995. Surface morphology characteristics of rock discontinuities with particular reference to their genesis. *Fractography*, Geological Society Special Publication No. 92, 11-26.
- Aydan, Ö. and P. Nawrocki. 1998. Rate-dependent deformability and strength characteristics of rocks. *Int. Symp. On the Geotechnics of Hard Soils-Soft Rocks*, Napoli, 1, 403-411.
- Aydan, Ö. and Kawamoto, T. 2001. The stability assessment of a large underground opening at great depth. 17th Int. Min. Congress and Exhibition of Turkey, IMCET 2001, Ankara, Vol.1, 277-288.
- Aydan, Ö. and Y. Kim, 2002. The inference of crustal stresses and possible earthquake faulting mechanism in Shizuoka Prefecture from the striations of faults. *J. of the School of Marine Sci. and Technology*, Tokai University, No.54, 21-35.
- Aydan, Ö. and R. Ulusay, 2002. Back analysis of a seismically induced highway embankment during the 1999 Düzce earthquake. *Environmental Geology*, 42, 621-631.
- Aydan, Ö. and R. Ulusay, 2003. Geotechnical and geoenvironmental characteristics of man-made underground structures in Cappadocia, Turkey. *Engineering Geology*, Vol. 69, 245-272.
- Aydan Ö, Geniş, M. 2004. Properties of surrounding rock and the stability of openings of the rock tomb of Amenhotep III (Egypt). 7th Regional Conference of Rock mechanics, Sivas, (in Turkish).
- Aydan, Ö., Daido, M., Tano, H., Tokashiki, N., Ohkubo, K. (2005). *A real-time multi-parameter monitoring system for assessing the stability of tunnels during excavation*. ITA Conference, Istanbul, 1253-1259.
- Aydan, Ö. & Tano, H. 2012. Sinkholes and subsidence above abandoned mines and quarries caused by the great east Japan earthquake on March 11, 2011 and their implications. The damage to abandoned mines and quarries by the Great East Japan Earthquake on March 11, 2011. *Journal of Japan Association for Earthquake Engineering*, Vol.12, No.4 (Special Issue), 229-248.
- Aydan, Ö., Ulusay, R., 2013. Geomechanical evaluation of Derinkuyu Antique Underground City and its implications in geoenvironmental engineering. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Springer, 46: 731-754.
- Aydan, Ö., T. Kyoya, Y. Ichikawa, T. Kawamoto, T. Ito, Shimizu, Y. (1988), Three-dimensional simulation of an advancing tunnel supported with forepoles, shotcrete, steel ribs and rockbolts, *The 6th Int. Conf. on Num. Meths. in Geomechanics*, Innsbruck, Vol. 2, pp.1481-1486.
- Aydan, Ö., Y. Shimizu and T. Kawamoto, 1992. The reach of slope failures. *The 6th Int. Symp. Landslides*, ISL 92, 1, 301-306, Christchurch.
- Aydan Ö, Akagi T, Ito T, Ito J, Sato, J., 1995. Prediction of deformation behaviour of a tunnel in squeezing rock with time-dependent characteristics. *Proc. of Numerical Models in Geomechanics NUMOG V*, 463-469.
- Aydan, Ö., Y. Shimizu, and T. Kawamoto, 1996a. The anisotropy of surface morphology and shear strength characteristics of rock discontinuities and its evaluation. *NARMS'96*, 1391-1398.
- Aydan, Ö., I.H.P. Mamaghani and T. Kawamoto, 1996b. Application of discrete finite element method (DFEM) to rock engineering structures. *NARMS'96*, 2039-2046.
- Aydan, Ö., Y. Shimizu, T. Kawamoto 1996c. The anisotropy of surface morphology characteristics of rock discontinuities. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 29(1), 47-59.
- Aydan, Ö, H. Kumsar, R. Ulusay 2002. How to infer the possible mechanism and characteristics of earthquakes from the striations and ground surface traces of existing faults. *JSCCE, Earthquake and Structural Engineering Division*, Vol.19, No.2, 199-208.
- Aydan, Ö., Bilgin, H.A., Aldas, U. G. (2002): The dynamic response of structures induced by blasting. *Int. Workshop on Wave Propagation, Moving load and Vibration Reduction*. Okayama, Baklema, 3-10.
- Aydan, Ö. , Tokashiki, N., Ito, T., Akagi, T., Ulusay, R., Bilgin, H.A., 2003. An experimental study on the electrical potential of non-piezoelectric geomaterials during fracturing and sliding. *Proceedings of the 9th ISRM Congress*, South Africa, pp. 73-78.
- Aydan, Ö., Sakamoto, A., Yamada, N., Sugiura, K. & Kawamoto, T. 2005. A real time monitoring system for the assessment of stability and performance of abandoned room and pillar lignite mines. *Post Mining 2005*, Nancy.
- Aydan, Ö., M. Daido, T. Ito, T., H. Tano and T. Kawamoto, 2006. Prediction of post-failure motions of rock slopes induced by earthquakes. 4th Asian Rock Mechanics Symposium, Singapore, Paper No. A0356.
- Aydan, Ö., Tano, H., Ulusay, R., Jeong, G.C. 2008a. Deterioration of historical structures in Cappadocia (Turkey) and in Thebes_(Egypt) in soft rocks and possible remedial measures. 2008 International Symposium on Conservation Science for Cultural Heritage Seoul, 37-41.
- Aydan Ö, Tano, H., Geniş, M., Sakamoto, I., Hamada, M. 2008b. Environmental and rock mechanics investigations for the restoration of the tomb of Amenophis III. *Japan - Egypt Joint Symposium New Horizons in Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Tanta, Egypt . 151-162.
- Aydan, Ö., Watanabe, S., Tokashiki, N., 2008c. The inference of mechanical properties of rocks from penetration tests. 5th Asian Rock Mechanics Symposium (ARMS5), Tehran, 213-220.
- Aydan, Ö., Tsuchiyama, S., Kinbara, T., Uehara, F., Tokashiki, N., Kawamoto, T. 2008d. A Numerical Analysis of Non-destructive Tests for the Maintenance and Assessment of Corrosion of Rockbolts and Rock Anchors. The 12th International Conference of Int.

- Assoc. for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG), Goa, India, 40-45.
- Aydan, Ö., Y. Ohta, M. Geniş, N. Tokashiki, K. Ohkubo 2010. Response and stability of underground structures in rock mass during earthquakes. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Vol.43, No.6, 857-875.
- Aydan, Ö., Tokashiki, N., Geniş, M. 2011a. Stability assessment of Himeyuri Monument and adjacent Karstic cave, The 10th Regional Rock Mechanics Symposium, ROCKMEC'2011, Ankara, pp. 39-46.
- Aydan, Ö., Ohta, Y., Daido, M., Kumsar, H. Genis, M., Tokashiki, N., Ito, T., Amini, M. 2011b. Chapter 15: Earthquakes as a rock dynamic problem and their effects on rock engineering structures. *Advances in Rock Dynamics and Applications*, Editors Y. Zhou and J. Zhao, CRC Press, Taylor and Francis Group, 341-422.
- Aydan, Ö., Rassouli, F. and Ito, T., 2011c. Multi-parameter responses of Oya tuff during experiments on its time-dependent characteristics. *Proc. 45th US Rock Mechanics / Geomechanics Symp.* San Francisco, ARMA 11-294.
- Aydan, Ö, Tokashiki, N. and Geniş, M (2012a): Some Considerations on Yield (Failure) Criteria in Rock Mechanics ARMA 12-640, 46th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium, Chicago, Paper No. 640, 10 pages (on CD).
- Aydan, Ö., Uehara, F. and Kawamoto, T. 2012b. Numerical Study of the Long-Term Performance of an Underground Powerhouse Subjected to Varying Initial Stress States, Cyclic Water Heads, and Temperature Variations. *International Journal of Geomechanics*, ASCE, Vol. 12, No.1, 14-26.
- Aydan, Ö., Ulusay, R., Tokashiki, N., 2013a. A new Rock Mass Quality Rating System: Rock Mass Quality Rating (RMQR) and its application to the estimation of geomechanical characteristics of rock masses. *Rock Mech. and Rock Eng.*, DOI 10.1007/s00603-013-0462-z.
- Aydan Ö, Sato A, Yagi M 2013b. The inference of geomechanical properties of soft rocks and their degradation from needle penetration tests. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, DOI 10.1007/s00603-013-0477-5.
- Aydan, Ö., Sato, T., Hikima, R. and Tanno, T. 2013c. Inference of In-situ Stress by Blasthole Damage Method (BDM) at Mizunami URL and Its Comparison with Other Direct and Indirect Methods. 6th International Symposium on In Situ Rock Stress (RS2013), Sendai, Paper No. 1050, 10p.
- Aydan Ö, Sugiura K. & Sakamoto, A. 2013d. Dynamic characteristics of ground above abandoned mines. 13th *Japan Rock Mechanics Symposium*, Okinawa, 519-524.
- Aydan, Ö, Geniş, M, Tokashiki, N. And Tano, H. 2013e. Some Considerations on the Appropriate Dimension in the Numerical Analysis of Geoenvironmental Structures. APCOM-ISCIM, Singapore, MS-115, 10p, (on CD)
- Aydan, Ö., Geniş, M., Bilgin, H.A., 2013f. The effect of blasting on the stability of benches and their responses at Demirbilek open-pit mine. *Environmental Geotechnics*. ICE (in Press).
- Barton, N., R. Lien, and I. Lunde, 197). Engineering classification of rock masses for the design of tunnel supports. *Rock Mechanics*, 6(4), 189-239.
- Bieniawski, Z.T. 1974. Geomechanics classification of rock masses and its application in tunnelling. 3rd Int. Congress on Rock Mechanics, ISRM, IIA, 27-32.
- Bieniawski, Z.T. 1989. *Engineering rock mass classifications*. New York: Wiley.
- Cundall, P. A., 1971. The measurement and analysis of acceleration in rock slopes, Ph.D. Thesis, University of London (Imperial College).
- Drucker, D. C. and W. Prager, 1952. Soil mechanics and plastic analysis for limit design. *Quarterly of Applied Mathematics*, 10:2, 157-165.
- Hirth, G. and J. Tullis. 1994. The brittle-plastic transition in experimentally deformed quartz aggregates. *J. Geophysical Res.*, 99, 11731-11747.
- Hoek, E. and E.T. Brown, 1980. Empirical strength criterion for rock masses. *J. Geotech. Engng. Div., ASCE*, 106(GT9), 1013-1035.
- Hoek, E. and E.T. Brown, 1997. Practical estimates of rock mass strength. *Int J. Rock Mech. And Min. Sci.*, 34:8, 1165-1186.
- Hyde T.H., W. Sun, A.A. Becker, 1996. Analysis of the impression creep test method using a rectangular indenter for determining the creep properties in welds. *Int. J. Mech. Sci.*; 38: 1089-1102.
- Genis M, Aydan Ö. 2007. Static and dynamic stability of a large underground opening. In: N. Bilgin et al. (eds) *Proc of the 2th symposium on Underground excavations for Transportation (in Turkish)*, TMMOB, Istanbul, 138, 317-326.
- Geniş, M. & Aydan, Ö. 2008. Assessment of dynamic response and stability of an abandoned room and pillar underground lignite mine. The 12th International Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG), Goa, India, 3899-3906.
- Geniş, M., Aydan, Ö. 2013. A numerical study on ground amplifications above abandoned room and pillar mines and old longwall mines, EUROCK2013, Wroclaw, Taylor and Francis, pp. 733-737.
- Geniş, M., Tokashiki, N., Aydan, Ö. 2009. The stability assessment of karstic caves beneath Gushikawa Castle Remains (Japan). EUROCK 2010, pp. 449-454.
- Geniş, M., Aydan, Ö., Derin, Z. 2013. Monitoring blasting-induced vibrations during tunnelling and its effects on adjacent tunnels. N. Bilgin et al. (eds), *Proc of the 3rd symposium on Underground excavations for Transportation (in Turkish)*, TMMOB, Istanbul, 209-217.
- Ghaboussi, J. E. L. Wilson and J. Isenberg, 1973. Finite element for rock joints and interfaces', *J. Soil Mech. and Found. Engng. Div. ASCE*, SM10, 99, 833-848.
- Goodman, R., R. Taylor and T. L. Brekke, 1968. A model for the mechanics of jointed rock', *J. Soil Mech. And Found. Engng. Div. ASCE*, SM3, 94, 637-659.
- Ichikawa, Y., Ito, T., Mroz, Z. 1990. A strain localization

- condition applying multi-response theory. *Ingenieur-Archiv*, **60**, 542-552.
- Ishizuka Y., Koyama H., Komura S. 1993. Effect of strain rate on strength and frequency dependence of fatigue failure of rocks. *Proc. of Assessment and Prevention of Failure Phenomena in Rock Engineering*, 321-327.
- ISRM (International Society For Rock Mechanics) 2007. The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974-2006. Suggested Methods R. Ulusay and J.A. Hudson (editors), Prepared by the Commission on Testing Methods, International Society for Rock Mechanics, Compilation Arranged by the ISRM Turkish National Group, Ankara, Turkey, 628 p.
- Jaeger J.C. and N.G.W. Cook. 1979. *Fundamentals of rock mechanics*. 3rd ed. London: Chapman & Hall.
- Kaptan, E. (1992). Tin and ancient underground tin mining in Anatolia Geological Engineering, No. 40, 15-19.
- Kawamoto, T. and Ö. Aydan, 1999. A review of numerical analysis of tunnels in discontinuous rock masses. *International Journal of Num. and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 23, 1377-1391.
- Kawakita M., Sato K. and Kinoshita, S., 1981. The Dynamic Fracture Properties of Rocks under Confining Pressure. *Memoirs of the Faculty of Engineering, Hokkaido University*, 15(4): 467-478.
- Kramer, S.N. 1956. *History Begins at Sumer: Thirty-Nine Firsts in Man's Recorded History*. University of Pennsylvania Press.
- Kulaksiz, S., Aydan, Ö., 2010. Characteristics of ancient underground quarries Turkey and Egypt and their comparison, *Proceedings of the 22nd World Mining Congress and Expo*, S. Eskikaya (ed.), Istanbul, Vol. 2, 607-614.
- Kumsar, H. and Aydan, Ö. 2008. Preservation of some ancient cities in Aegian Region of Turkey with an emphasis on Heirapolis, Aphrodisias and Lagina. 2008 International Symposium on Conservation Science for Cultural Heritage. Seoul, 47-50.
- Kumsar, H., Çelik, S.B., Aydan, A. And Ulusay, R. 2003. Aprodias: Anatolian antique city of building and sculptural stones, *Proceedings of Int. Symposium on Industrial Minerals and Building Stones.*, İstanbul Technical University-Turkey, pp301-309.
- Ladanyi B., 1974. Use of the long-term strength concept in the determination of ground pressure on tunnel linings. *Proc. of 3rd Congr. Int. Soc. Rock Mech.*, Denver, Vol. 2B. 1150-1165.
- Lauffer, H., 1958. Gebirgsklassifizierung für den Stollenbau. *Geol. Bauwesen* 24(1), 46-51.
- Mamaghani, I.H.P., Ö. Aydan, Y. Kajikawa 1999. Analysis of masonry structures under static and dynamic loading by discrete finite element method. *Structural Eng./Earthquake Eng.*, JSCE, 16(2), 75-86.
- Masuda K, Mizutani H, Yamada I 1987. Experimental study of strain-rate dependence and pressure dependence of failure properties of granite. *J. Phys. Earth*, 35, 37-66.
- Mogi, K. 1967. Effect of the intermediate principal stress on rock failure. *J. Geophys. Res.*, Vol. 72, No. 20, 5117-5131.
- NASA 2008. Exploration: NASA's plans to explore the moon, mars and beyond. <http://www.nasa.gov/>
- Owen, D.R.J. and E. Hinton. 1980. *Finite Element in Plasticity: Theory and Practice*, Pineridge Press Ltd, Swansea.
- Perzyna, P. 1966. Fundamental problems in viscoplasticity. *Advances in applied mechanics*, 9:2, 244-368.
- Rassouli, F.S., M. Moosavi; M.H. Mehranpour 2010. The effects of different boundary conditions on creep behavior of soft rocks. *The 44th U.S. Rock mechanics Symposium & 5th U.S. Canada symposium*, Salt Lake City, Utah; 2010.
- Sato, A. and Aydan, Ö., 1914. An X-Ray CT Imaging of Water Absorption Process of Soft Rocks. *International Symposium on Unsaturated Soils: Research & Applications*, Sydney Australia (in press).
- Shi, G. H., 1988. Discontinuous Deformation Analysis: A new numerical model for the statics and dynamics of block systems. PhD Dissertation, Dept. of Civil Eng., University of California, Berkeley.
- Stini, J., 1950. *Tunnelbau Geologie*. Wien Springer Verlag.
- Terzaghi, K., 1946. Rock defects and loads on tunnel supports. In *Rock tunneling with steel supports*, (eds R. V. Proctor and T. L. White) 1, 17-99. Youngstown, OH: Commercial Shearing and Stamping Company. 5 - 153.
- Tano, H., Abe, T., and Aydan, Ö. 2005. *The development of an in-situ AE monitoring system and its application to rock engineering with particular emphasis on tunneling*. ITA Conference, Istanbul, 1245-1252.
- Tokashiki, N. Aydan, Ö., Jeong, G.C. 2008. Stone masonry historical structures in Ryukyu Islands and possible remedial measures. 2008 International Symposium on Conservation Science for Cultural Heritage. Seoul, 51-55.
- Ulusay R., Ö. Aydan and R. Kılıç 2007. Geotechnical assessment of the 2005 Kuzulu landslide (Turkey) *Engineering Geology*, 89, 1-2, 112-128.
- Ulusay, R., Aydan, Ö., Geniş, M and Tano, H. 2013. Stability Assessment of Avanos Underground Congress Centre (Cappadocia, Turkey) in Soft Tuffs Through an Integrated Scheme of Rock Engineering Methods. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Springer, DOI: 10.1007/s00603-012-0363-6.
- Watanabe, H., Aydan, Ö., Imazu, M. 2013. An integrated study on the stress state of the close vicinity of Mt. Kuriko vicinity 6th International Symposium on In Situ Rock Stress (RS2013), Sendai, Paper No. 1049, 8p.

Strata Control Problems in Longwall Mining: Case Examples

M Alber

Engineering Geology / Rock Engineering, Ruhr-University Bochum, Germany

A. Özarslan

Mining Engineering, Bülent Ecevit University, Zonguldak, Turkey

ÖZET: Bu bildirinin amacı uzunayak madencililiği ile ilgili olağan olmayan bazı tabaka kontrolü sorunlarının incelenmesidir. Almanya kömür havzalarından (Ruhr ve Saar bölgeleri) iki durum incelenmesinde madencilik kökenli sismik olaylar ve etkilere odaklanılmıştır. Burada, kömür üretimi sırasında ikincil gerilmelerdeki değişimin, kaya kütlesi ile fayların davranışı üzerindeki etkisi, kaya mekaniği bakış açısıyla tartışılmaktadır. Bir diğer durum incelemesi Türkiye’de bir yeraltı linyit madenini kapsamaktadır. Burada, kilden oluşan ve önemli şişme potansiyeli bulunan yumuşak taban katmanının suyu maruz kalması durumunda, dayanım özelliklerindeki değişimin, uzunayak maden işletmeciliğine etkileri değerlendirilmektedir. Bir maden bölgesi için gerçekçi bir jeolojik-jeoteknik modelin önemi tartışılmakta ve sürekli yeraltı haritalama çalışmalarının yararları vurgulanmaktadır.

ABSTRACT: This paper aims for providing an overview about some unusual strata control problems associated with longwall mining. Two case studies from German coal mining districts (Ruhr and Saar areas) focus on mining induced seismicity. Here, the role of changes in secondary stresses during coal extraction and their effects on the behavior of rock mass and faults is the central rock mechanical task. Another case study involves an underground lignite mine in Turkey. Here, weak floor strata consisting of clay with significant swelling potential as well as the deterioration of its strength during exposure to water pose a serious problem for longwall mining operations. The role of a relevant geological-geotechnical model of a mining area will be discussed and the benefits from continuous underground mapping are stressed.

1 INTRODUCTION

The term strata control dates back to the first international conference 1951 in Belgium. In coal mining strata control is equivalent to ground control and involves design of roof support, pillar sizing, control of floor heave associated with pillar punching so on (Bieniawski, 1987). In a wider context the art of strata control means maintaining rock mass stability or at least appreciating rock mass behavior upon resource extraction.

There are great developments in the maintenance of gateroads and it is now possible to support them for almost any loading condition. Combined support including, bolts, steel sets (arched with sliding sets), concrete, cribs etc. is available to accommodate large displacements while still use

the gateroads a second time. Shields are available for roof supports for mining heights from 0.55 to 7.5m with support capacities in excess of 1 750 t (Caterpillar, 2014). Powerful plows (for seam height up to app. 1.8m and shearers for seam height of up to 7.1m are available for high production rates (Eickhoff, 2014). Ground control issues for multiple seam mining were recently addressed in the US by (Mark and Tuchmann, 2007) or a long time ago by Jacobi (1981).

However, as most of the easily reachable seams are exploited longwall mining proceeds to greater depth with severe stress problems or to unfavorable geological conditions. This paper discusses two case studies from German coal mining districts (Ruhr and Saar areas) with focus on mining induced seismicity representing high

stresses. A third case study from an underground lignite mine focuses on unfavorable geological conditions, i.e. weak floor strata.

2 CASE STUDY FROM THE RUHR AREA

Longwall coal mining in Germany (Ruhr / Saar mining districts) takes place at depth of at least 1100m. Recent experiences from mining at that depth include mining induced seismic events which greatly trouble or even endanger the population. From 1983 to 2011 16,483 seismic events with magnitude $M_L > 0.7$ were recorded in the Ruhr district (Fischer et al., 2012) as shown in Figure 1.

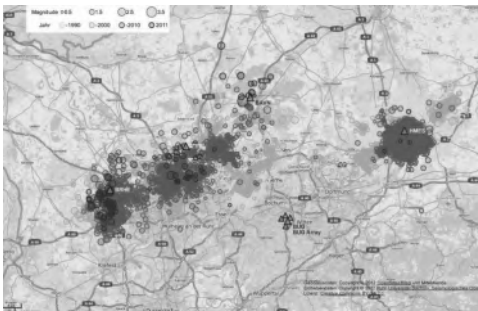


Fig. 1 16,483 mining induced seismic events in the Ruhr mining district (Fischer et al., 2012).

Extensive studies have been conducted for the events at the West-Mine and were published by Alber et al. (2008) and Alber & Fritschen (2010). The main geotechnical characteristics of that mine are given in Table 1 and the seismic events during longwall operations are visualized in Fig. 2.

Table 1 Geotechnical features at the West-Mine.

Feature	West-Mine
Depth below surface	1100 m
$\sigma_v / \sigma_H / \sigma_h$	29 / 39 / 18 MPa
Orientation of σ_H	NW-SE, perpendicular to long axis of longwalls
Orientation of faults	NNW-SSE / NE-SW
Known faults	Yes (3 or more)
Longwall dimension	350 m x 1200 m
Previous mining	Yes, multiple seam mining
Lithology	Sandstone, Siltstone
Rock mass quality RMR	50 - 90
Intact rock strength	Siltstone: (20) 100 MPa Sandstone: 120 MPa
Seismic stations	15 surface + 6 subsurface

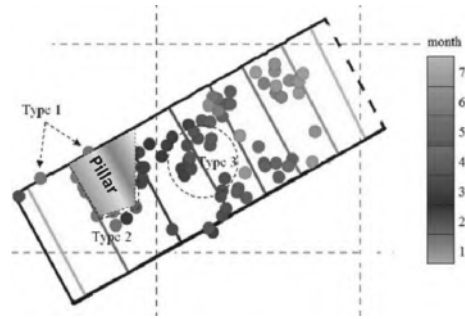


Fig. 2 Overview over some selected seismic events by month. The lines denote the position of the face at the end of a given month and the associated seismic events in that month.

Analyses of the seismic events included localization and fault plane solutions, i.e. the orientations of planes on which shear failure took place. The rock mechanical work included 3D numerical analyses for estimating normal and shear stresses on the respective planes as well as for evaluating the stress induced failure of rock mass. The 3 types of seismic events (cf. Fig. 2) were connected to the respective failure types as shown in Figure 3. Type 1 event was associated with a fault mapped during gateroad development. Type 2 events are located below a remnant pillar from the seam above. A plane of failure develops: the pillar punches through upon mining seam A and is represented as a newly induced reverse fault. Event type 3 stands for a "hang-up" of the strong roof: after reaching the critical span the strong roof and snaps through as represented as a normal fault. Important knowledge from this case is that seismic information (focal planes and slip vectors) could be verified by rock mechanics modeling.

3 CASE STUDY FROM SAAR AREA

In 2004, the Saar Mine started to develop the Schwalbach coal seam in the new Primsmulde coalfield at a depth of approx. 1400 m. The development of the field started two years before coal extraction with the driving of roadways, which later formed the longwall panels. Like in the other fields the extraction of the Schwalbach seam in the Primsmulde was planned as a double panel system. It was not known if this system in the new part of the mine would induce seismic events of considerable intensity because at that time both double panel systems with strong seismic events (Dilsburg Ost) and double panel systems without significant seismicity (Dilsburg West) had been observed. A reliable explanation of the contrary

seismicity found in these two fields was not available at the time.

Soon afterwards it was clear that the extraction of coal in the Primsmulde could lead to strong seismic events. In May 2005, after driving the first roadways into the Primsmulde field, a seismic event of $M_L = 3.3$ was induced. This was the first time that an event, which was considerably felt at surface, was induced in a German coal mine just by developing a gateroad. No other seismicity was observed after that event in the Primsmulde field, until mining started in October 2006. But even then seismicity was moderate with events that were hardly detected and not felt at surface. The situation changed dramatically in June 2007, approx. 9 month after the start of extraction in the Primsmulde, when a Magnitude 3.6 event with a PPV (peak particle velocity) of 29 mm/s was induced at seam level, more than 300m in front of the double seam system. The event, located approx. 180 m away from the May 2005 event, marked the beginning of a series of strong seismic events, culminating in a $M_L = 4.0$ event with a PPV of 94 mm/s on Feb. 23, 2008. The event caused considerable damage to buildings on the surface. The main event was localized approximately 300m above the southern longwall and 150m behind the face (Fig. 5).

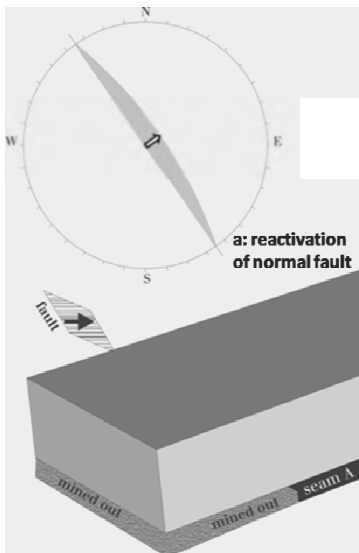


Fig. 3a Sketch of failure mechanism and result from focal analyses for event type 1, fault activation. Numerical modelling suggests the activation of fault located above the NW rim of the longwall. The hemispherical projection denotes the orientation of the failure plane as well as the slip direction of the hanging wall.

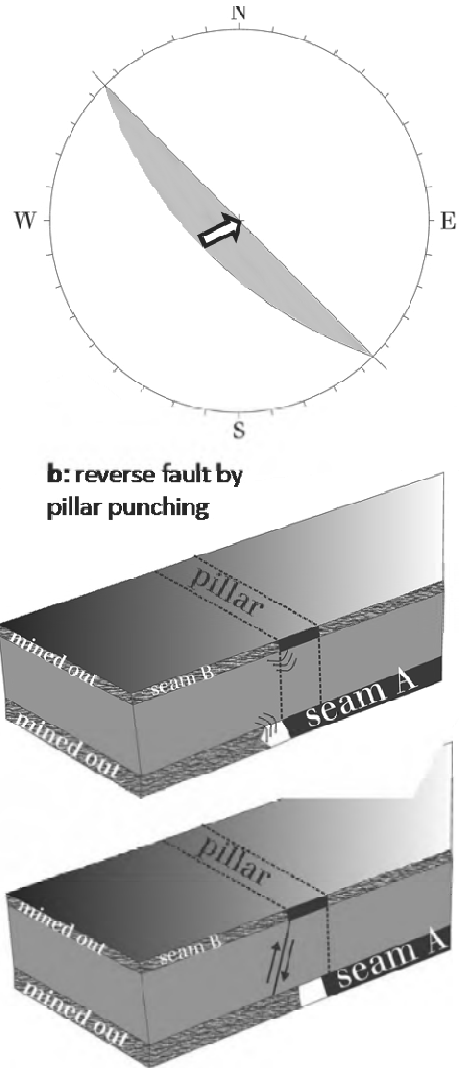


Fig. 3b Sketch of failure mechanism and result from focal analyses for event type 2, remnant pillar punches through. Longwall mining advanced under the remnant pillar and tensile stress concentrations at the solid-gob border of the higher seam B (60m above seam A). Mining proceeds further, the strong bed as well as the hanging strata fails in tension and the pillar moves onto the gob. The focal analyses as shown in the hemispherical projection suggest a failure plane oriented towards the gob and the upward movement of the hanging wall.

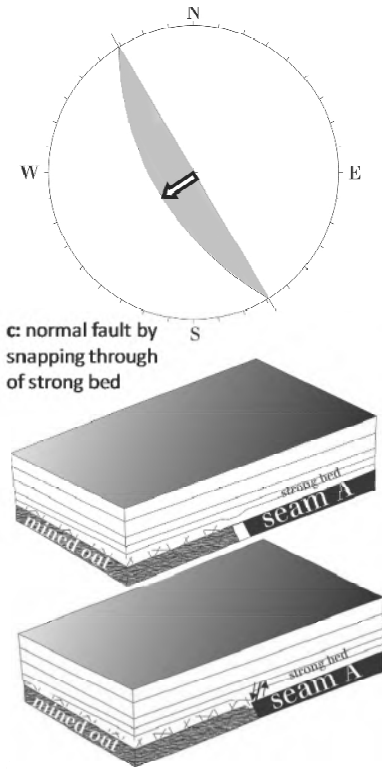


Fig. 3c Sketch of failure mechanism and result from focal analyses for event type 3, failure of the hanging wall. The immediate roof caves upon long wall mining. The strong bed behaves elastic until a critical span is reached, snaps then through and the strata displaces towards the gob. The focal analyses as shown in the hemispherical projection suggest a failure plane parallel to the excavation border and slip vector of the hanging wall oriented towards the gob.

These events have been studied by Alber & Fritschen (2011) and include extensive underground core drilling 50 m below seam and up to 320 m into the roof, some 200 uniaxial and triaxial strength tests, rock mass classification and development of strength criteria of rock mass and failed rock mass. The key geotechnical parameters are given in Table 2. The layout of the new field is shown in Figure 4 and the sequence of mining induced seismic events is shown in Figure 5.

In a first step the rock strength of cores 300-320 m above seam was evaluated by uni- and triaxial compressive tests. The firstly conducted Triaxial Compressive Strength Tests left the specimen in a fractured state. The inclination of the fractures is typically 20° to 30° from direction of axial loading.

The specimens were again triaxially stressed up to their residual strength. With this test the existing fracture is loaded with high shear stresses and low normal stresses so that slip (or failure) of the fracture is enforced. This strength of a specimen fractured in the most unfavourable orientation with respect to the applied stresses is assumed to be the lower boundary of the rock mass strength. The strength envelopes for both, intact and already fractured specimens, were computed by a least square fit are shown in Figures 6 and 7. The principal stresses at the location of the major event were numerically evaluated by elastic 3D modelling. To account for the uncertainty of the vertical position of the event above the seam the principal stresses were evaluated 250m, 300 m and 350m above the longwalls. Figure 8 shows the results and it is clear that rock mass failure might not be the source of the mining induced seismic event as even the lowest strength (residual strength) is higher than the applied stresses.

Table 2 Geotechnical features at the Saar Mine.

Feature	Saar-Mine
Depth below surface	1400 m
$\sigma_v / \sigma_H / \sigma_h$	34 / 43 / 21 MPa
Orientation of σ_H	NW-SE, perpendicular to long axis of longwalls
Orientation of faults	NW-SE / NE-SW
Known faults	No (1 assumed)
Longwall dimension	700 m x 2000 m (double longwall)
Previous mining	No
Lithology	Sandstone, Siltstone
Rock mass quality RMR	60 - 80
Intact rock strength	Siltstone: 30 - 40 MPa Sandstone: 60 - 80 MPa
Seismic stations	23 surface + 3 subsurface

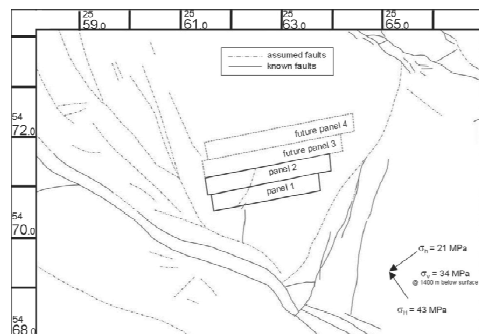


Fig. 4 Plan view of the coal field with faults, panels and in-situ stresses at depth.

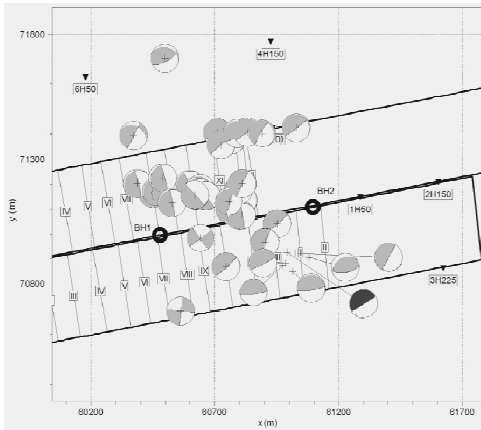


Fig. 5 Fault plane solutions (lower hemisphere equal area projection) of seismic events $M_L > 2.7$. The lines show the roadways surrounding both panels. BH1 indicates the location of the boreholes for recovering cores 50 m below seam and 120 m above seam. BH2 indicates the location of the boreholes for recovering cores up to 320 m above seam level. The numbered lines within the panels indicate the position of the face by months. The event with $M_L = 4.0$ is denoted by the fault plane solution in dark grey.

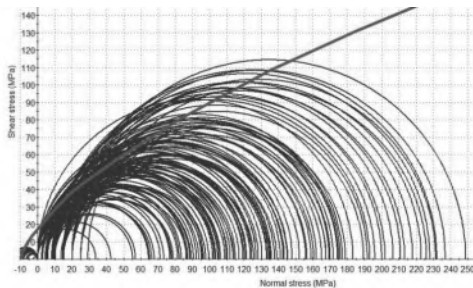


Fig. 6 Strength envelope of intact rock. The Mohr circles depict the state of stress (σ_1 and σ_3) at failure.

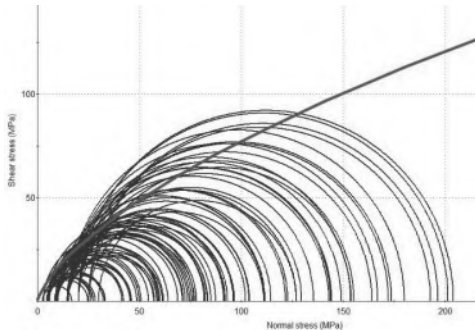


Fig. 7 Envelope of residual. The Mohr circles depict the state of stress (σ_1 and σ_3) at failure of the fractured specimen.

These computations led to the conclusion that the induced stresses by the two longwall panels activated a pre-existing fault. The fault plane solutions in Figure 5 suggest a steep-dipping NE-SW trending plane of failure. With reference to Figure 4 there several NW-SE trending faults, albeit not in the area where the seismic event occurred. However, the orientation of the assumed plane of failure fits the regional tectonic pattern, which was derived from local and regional mapping (Figure 9). In a next step the planes from fault plane solution were selected to represent tectonic elements on all scales. The assumed fault planes were subjected to numerical analyses for their behavior around the longwall panels. Towards this end the ubiquitous joint approach (Kazakidis & Diederichs 1993) was used. This approach allows interpreting relevant stress data, such as normal and shear stresses, with respect to an omnipresent joint of given orientation. The planes of weakness were assumed to be cohesionless, as it is typically the case with joints or faults (Byerlee 1978, Barton 1976).

The friction angle is ϕ derived from the linear Mohr-Coulombs criterion with cohesion set to zero

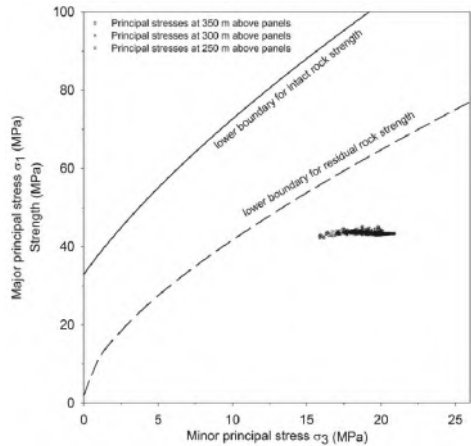


Fig. 8 Principal stresses evaluated at planes 250 to 350m above seam level. The strengths of both intact and fractured rock are higher than the stresses, i.e. there is no stress state in the rock mass between 250m and 350m that may lead to a fracturing of intact or even to a failure of already fractured rock.

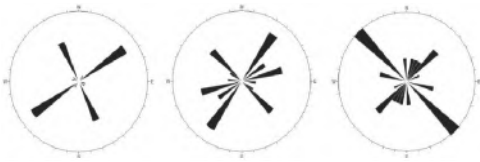


Fig. 9 Orientation of tectonic elements: Major faults at 50 km scale (left), faults at 10 km scale (middle) and joints at 2 km scale (right).

as explained above so that $\tau = \sigma_N \tan \phi$. τ is the shear strength of a plane subjected to a normal stress σ_N and an internal angle of friction ϕ . For any point on a given plane the shear and normal stresses can be estimated from numerical modeling. The mobilized friction angle for limit equilibrium is computed by $\phi = \arctan(\tau/\sigma_N)$. The mobilized friction angle indicates the demand on the strength of the discontinuity in terms of friction; if it exceeds the actual friction angle, the plane slips. The existence of several clusters of events suggests that in the rock mass exist distinct zones with planes of weakness, which are activated by the advancing longwalls. The mobilized friction angles are shown in Figure 10 and range from only 8° up to 32° . Those friction angles are well below Byerlee's law in the low stress range where $\phi \approx 35^\circ - 40^\circ$ are the critical friction angles when faults start to slip. However, slickensides in fine-grained sediments such as shale and siltstone may indeed show very low friction angles.

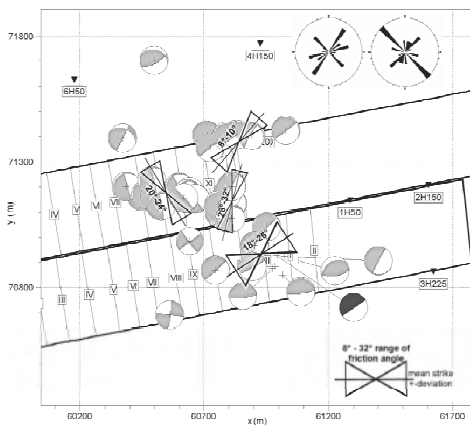


Fig. 10 Clusters of seismic events with similar ranges of fault plane strike and associated mobilized friction angles. The inserts show the orientation of tectonic elements at 10 km (left) and 2 km scale (right). The event with $M_1 = 4.0$ is denoted by the fault plane solution in dark gray.

4 CASE STUDY FROM TURKEY

Longwall mining for lignite appears to be a promising method for satisfying the increasing energy demands in Turkey. Several underground lignite mines are in operation (Soma, Beypazari basins, etc.), are under development or are about to be started in the near future. Lignite in the Beypazari basins (Cayirhan and Koyunagili portions) is accompanied by marl, limestone, sandstone/ conglomerate, claystone and tuff. The geological setting of the Beypazari basins is described by, Tatar et al. (1991) and Yagmurlu et al. (1988, 2004), among others. Mining in the Koyunagili basin takes place at a depth of some 150m, the gates have approximately dimension 5m x 5m and foot on the claystone floor-rock. The lithology and geotechnical parameters at that depth are summarized in the Table 3. Some sections of the gate suffered from serious swelling up to 1.5m within 10 days after excavation. The floor-rock consists of 50-60 % clay minerals, 20-30% mica, 10% feldspar, 10% quartz and some minor accessories. The clay consists of 70% smectite, 20% illite and of 10% chlorite and kaolinite. Particularly smectite is prone to significant swelling. Swelling tests on the clay have been performed and swell pressures of up to 4 MPa have been recorded. Index swelling tests on pulverized clay have also been performed and shown in Figure 11.

Dried pulverized samples show unconfined swelling (volume increase) between 30 and 130% while a sample with natural water content had a volume increase of 8% within a 20 hours after application of water. For floor heave of up to 1.5 m a significant volume of floor rock must have been subjected to water. For a volume increase of, say, 70% of the clay upon water there must be roughly 2 m of floor rock subjected to water in order to heave 1.5 m. The question is how water may penetrate within a few days 2 m into a claystone with a permeability of at most 10^{-9} m/s. In order to moisture the claystone to a depth of 2 m water would need around 192 years - yet a fast response (heave) of the floor rock to water availability has occurred within a few days.

Observations of swelling behavior in tunnels constructed in claystone and anhydrite were made by Steiner et al. (2012 a, b) as well as by Kaiser et al (2010). They suggest that the required access of water is made possible by failure of the rock along with dilatation

Tab. 3 Lithology and estimates of geotechnical parameters.

Lithological unit	Thickness	RMR	Intact Rock Strength	Hoek-Brown mb	Hoek Brown s
Marl	> 5 m	78	70 MPa	3.19	0.0868
Upper Lignite	1.2 m	40	25 MPa	1.17	0.0013
Upper inseam	0.5 m	70	70 MPa	3.42	0.0357
Middle Lignite	1.1 m	35	20 MPa	0.98	0.0007
Lower inseam	0.4m	50	50 MPa	1.17	0.0039
Lower Lignite	0.9 m	25	10 MPa	0.68	0.002
Claystone	> 10m	55	35 MPa	0.81	0.007

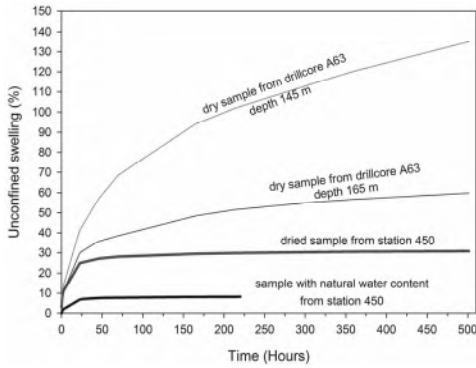


Fig. 11 Results of unconfined swelling tests on various clay samples.

. Thus, a water conductive zone beneath the floor would be created facilitating swelling. Their approach was used to explain the case of floor heave at the lignite mine. Numerical modeling was employed estimate a possible failure of the floor rock mass. The geotechnical parameters used are given Table 3. The choice of in-situ stresses is important to reliable results. Typically a stress ratio $k = \sigma_H/\sigma_v = 2$ is used the rather high horizontal stresses near surface as indicated by Brown and Hoek (1978). The result of numerical modeling under these in-situ stress conditions is shown in Figure 12. The numerical model suggests mainly shear failure in the claystone. Shear in fine-grained materials do exhibit little dilatation and thus few pathways for water to cause swelling.

When taking the geological history of the Koyunagili basin into account a different and more appropriate result may be achieved. The tectonical setting is that of a horst-and-graben structure indicating an extension stress regime $\sigma_v > \sigma_H$. Thus, the use of the $k = \sigma_H/\sigma_v = 0.3$ as suggested by elasticity theory is justified. The result of numerical modeling with these in-situ stress conditions is shown in Figure 13. Now the mode of

failure is mainly in tension providing numerous pathways for the water to cause the broken claystone to swell.



Fig. 12 Factors of safety as well as modes of failure (x shear, o tension) in the claystone with $k = 2$.

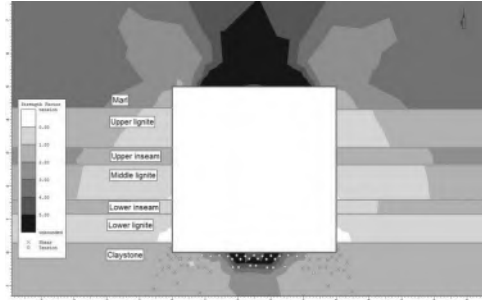


Fig. 13 Factors of safety as well as modes of failure (x shear, o tension) in the claystone with $k = 0.3$.

4 DISCUSSION AND CONCLUSIONS

The cases discussed in this paper demonstrate that not only traditional ground control issues (design of roof support, pillar design, estimates of abutment stresses etc.) are important to design for successful coal mining operations. For the case of fault reactivation a rather simple tool is available to rock and mining engineers as discussed by Alber (2013): To evaluate the possibility of fault reactivation by mining operations the approach by Sibson (1985) is used who connects stress regimes at depth with orientation of the fault to σ_H and the fault friction angle ϕ :

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_3} = (1 + \mu \cdot \cot(\theta)) / (1 - \mu \cdot \tan(\theta)) \quad (1)$$

where $\mu = \tan(\phi)$ and σ_1 and σ_3 are the effective principal in situ stresses at depth. An example, typical for deep mining in the Ruhr mining district is given in Figure 14.

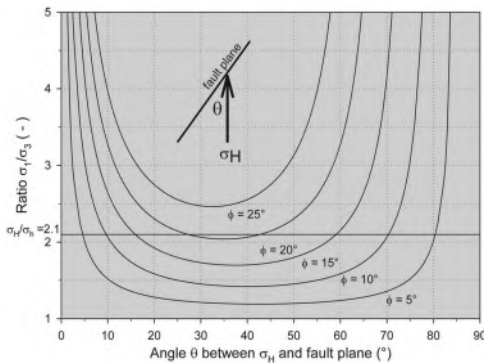


Fig. 14 Application of Sibson's (1985) approach to estimate the angle θ between the major principal stress, here σ_H , and a fault plane.

This analysis suggests that any fault with a friction angle $\phi < 20^\circ$ would slip if the angle θ is between 30° to 40° . Faults with friction angles below 15° would slip in a wide range of orientations $15^\circ < \theta < 60^\circ$ and faults with friction angles higher than 22° would not fail in any orientation. Figure 15 shows a plan view of a longwall in the Ruhr mining district where the major variscan structures at depth as well as the orientation of the horizontal stresses are shown. All faults are steeply inclined normal faults. The required frictional values of those faults to withstand slip, as derived from Equation (1) are also shown.

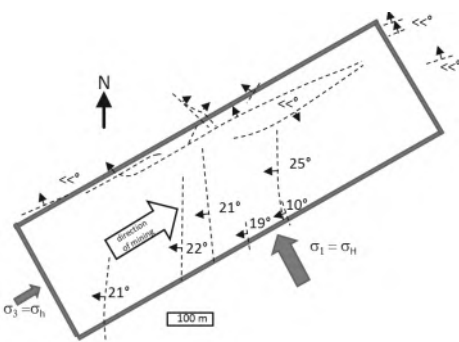


Fig. 15 Plan view of a longwall in the Ruhr mining district with $\sigma_1 / \sigma_3 = 2.1$. The dashed lines denote normal faults, the arrows show the dip of the fault plane. The numbers denote the required frictional angle ϕ for avoiding reactivation, $<<^\circ$ means that no slip may occur.

For the case of the weak floor strata at the lignite mine it is important to appreciate the state of stress in an extensional basin for proper numerical

modeling. Then a mode failure in the floor rock may be anticipated that allows the clayrock to swell.

All cases depend on an applicable geological model which includes the tectonic history (in the German cases) as well as the basin development in the case of the lignite mine. In fact, rock mechanical efforts and particularly numerical modeling is thought to be useless, if not dangerous, when the geology is left aside. To emphasize this point the site characterization programs as described by Bieniawski (1992), Hoek and Brown (1980) and Brady and Brown (2006) are revisited and extended below. The basis for any underground construction in rock must be the geological model including the geological history (tectonics, state of stress). Only then the engineering properties of the rock mass and tectonic elements (discontinuities, faults) as well as the groundwater situation may be assessed. Following this step is the classical design approach in rock, i.e. the evaluation of stability of the structure in rock, followed by design of support systems. The construction or mining process must be accompanied by monitoring and geotechnical mapping for conducting retrospective analysis and updating the knowledge. With ever increasing information about and for design of structures in rock a proper knowledge management is also necessary. An abbreviated rock engineering program is given below in Figure 16.

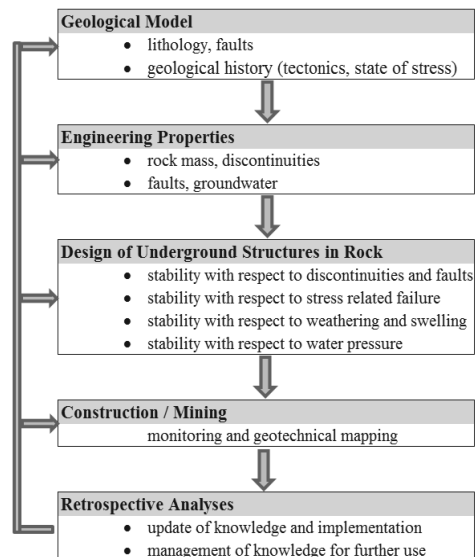


Fig. 16 Rock engineering program for mining and civil engineering underground excavations.

REFERENCES

- Alber, M. (2013). Strength of faults – A concern for mining engineers? Proc. EUROCK 2013: Rock Mechanics for Resources, Energy and Environment – Kwasniewski & Łydzba (eds) 2013 Taylor & Francis Group, London, pp. 545-540.
- Alber, M. and R. Fritschen (2011). Rock mechanical analysis of a M_L= 4.0 seismic event induced by mining in the Saar District, Germany, *Geophysical Journal International*, 186 (1), pp.359–372.
- Alber, M.; Fritschen, R.; Bischoff, M. and Th. Meier. (2009). Rock mechanical investigations of seismic events in a deep longwall coal mine. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. (46), pp. 408-420.
- Alber, M. and R. Fritschen (2010). Lessons learned from mining-induced seismicity in two deep coal mines. Proc. EUROCK 2010 Rock Mechanics in Civil and Environmental Engineering – Zhao, Labiouse, Dudt & Mathier (eds), Taylor & Francis Group, London, pp. 701-704.
- Alber, M. and R. Fritschen (2008). Rock Mechanics Investigations on Seismic Events Around Two Longwall Coal Operations. Proc. 27th Conf. Ground Control in Mining, S. Peng, C. Mark, G. Finfinger, S. Tadolini, A. Kahir K. Heasley, Y. Luo (eds.) Morgantown, WV, USA, pp. 91-97.
- Barton, N., 1976. The shear strength of rock and rock joints. *Int. J. Rock Mech. & Mining Sci.* pp. 255-279.
- Bieniawski, Z.T. 1992. Design Methodology in Rock Engineering. Taylor & Francis, London, 205p.
- Bieniawski, Z.T., 1987. Strata Control in Mineral Engineering. Wiley & Sons, New York, 212p.
- Brady, B.H.G and Brown, E.T., 2006. Rock mechanics for underground mining. Springer, Dordrecht, 628p.
- Brown, E.T and Hoek, E., 1978. Trends in relationships between measured in-situ stresses and depth *Int. J. Rock Mech. & Mining Sci. & Geom Abstr*, pp. 211-215.
- Byerlee, J., 1978. Friction of rocks. *Pageoph* (116), pp. 615-626.
- Caterpillar. 2014. Roof Support Systems. <https://mining.cat.com/cda/files/2884780/7/>.
- Eickhoff, 2014. Shearer Loader. http://www.eickhoffcorp.com/sl_shear.html. Accessed on Jan. 8th, 2014.
- Fischer, K., Wehling, S. and S. Erstling, 2012. Annual report on mining induced seismicity (In German). http://www.gmg.ruhr-uni-bochum.de/mam/content/geophysik/observatorium/poster_fischer_et_al-2012_a4.pdf.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1980. Underground Excavations in Rock. Inst. Min. Metall., London.
- Jacobi, O., 1981. Praxis der Gebirgsbeherrschung. VGE, Essen, 576p.
- Kaiser, P.K.; Amann, F. and Steiner, W. 2010. How highly stressed brittle rock failure impacts tunnel design. . Proc. EUROCK 2010 Rock Mechanics in Civil and Environmental Engineering – Zhao, Labiouse, Dudt & Mathier (eds), Taylor & Francis Group, London, pp. 45-56.
- Kazakidis, V.N. & Diederichs, M.S., 1993. Understanding jointed rock mass behaviour using a ubiquitous joint approach. *Int. J. Rock Mech. & Mining Sci. & Geomech Abstr*. pp. 163-172.
- Mark, C. and Tuchmann, R.J., 2007. Proc. New Technology for Ground Control in Multiple Seam Mining. Information Circular 9495, NIOSH—Publications Dissemination, Cincinnati, OH, 88p
- Sibson, R. H. 1985. A note on fault reactivation. *J Str Geol* (7), pp. 751-754.
- Steiner, W., Kaiser, P.K. and Spaun, G., 2010. Role of brittle fracture on swelling behaviour of weak rock tunnels: hypothesis and qualitative evidence. *Geomechanics and Tunnelling*, pp. 583-596
- Steiner, W., Kaiser, P.K. and Spaun, G., 2011. Role of brittle fracture in swelling behaviour: evidence from tunnelling case histories. *Geomechanics and Tunnelling* , pp. 141-156.
- Tatar, C., Helvacı, C., Köse, H. and Simsir, F., 1993. Geology of the lower and upper coal seams and the mining methods at Cayirhan coal basin, Beypazari, Turkey. *Mining Engineering*, pp. 1071-1076.
- Yagmurlu, F.; Helvacı, C. and İnci, U. 1988. Depositional setting and geometric structure of the Beypazari lignite deposits, Central Anatolia, Turkey. *International Journal of Coal Geology*, pp. 337-360.
- Yagmurlu, F.; İnaner, H., Nakoman E. and İnci, U. 2004. Age, tectonic setting and quality distribution of the Neogene Lignite Deposits of Western Anatolia., *Geologica Belgica*, pp. 251-258.

Klasik Kaya Mekaniğinin Yeni Ufku: Petrol Kaya Mekaniği *A Revival of Classical Rock Mechanics: Petroleum Rock Mechanics*

İ. Kocabaş

İzmir Katip Celebi University Petroleum and Natural Gas Engineering Department, İzmir

ÖZET: “Kaya Mekaniği yeni bir bilim dalı ve mühendislik alanı olarak 1966 yılında Lisbon’da kurulmuştur. Ne var ki, küresel ölçekte büyük inşaat mühendisliği yapılarının azalması, ve çevre problemlerinden dolayı da bir çok ülkede maden ocaklarının kapanması yakın geçmişte kaya mekaniği bilimine olan ilginin azalması sonucunu doğurmuştur.” Yazıldığı zaman içinde doğru bir tespit olan ama aynı zamanda da bir miktar ümitsizlik de içeren bu ifadeler artık Petrol Kaya Mekaniği’nin ve çeşitli mega-mühendislik projelerinin eşzamanlı gelişmesiyle birlikte artık geçerliliğini yitirmiş bulunmaktadır. Özellikle son yıllarda Petrol Kaya Mekaniği gerçekten de klasik kaya mekaniğinin ilgi alanını genişletmiş ve kaya mekaniği bilimine olan ilgiyi yeniden canlandırmıştır. Petrol Kaya Mekaniğinin ilgi alanını petrol, doğal gaz ve jeotermal rezervuar kayaçlarının biçimsizleştirilmesi, sıkışması, çatlaklanması, çökmesi ve faylanması oluşturmaktadır. Bu mekanik olaylar öncelikle petrol, doğal gaz ve jeotermal kuyuların sondajı sırasında gelişir. Buna ek olarak bu formasyonlardan yapılan akışkan üretimi veya bu rezervuarlara yapılan akışkan enjeksiyonu da yine yukarıda sayılan kaya mekaniği problemlerinin gelişimine yol açar. Doğaz gazın ve CO₂ gibi küresel ısınmaya yol açan atık gazların yeraltında depolanmaları sırasında yaşanan başarı ve başarısızlıklar da doğrudan petrol kaya mekaniği ile bağlantılıdır. Sondaj sırasında ki kuyu duraylılığı belki de petrol kaya mekaniğini en belirgin problemi olarak göze çarpar. Yerkabuğunda açılan ve en az birkaç kilometre uzunluğundaki sondaj kuyularının kuyu çeperi çökmelerini önlemek sondaj mühendislerinin en büyük amacı ve kaygısıdır. Son yıllarda sondaj teknolojisindeki gelişmeler yatay yön uzunluğu birkaç kilometreyi bulan yatay kuyuların açılmasına imkan tanımıştır. Kıvrımsız yatay kuyuların açılmasının ve bunların çeper çökmelerinin önlenmesindeki başarı da bizim rezervuar kaya mekaniğini anlamamızla doğru orantılıdır. Dikey ve yatay sondaj kuyularının hidrolik basınç uygulanarak çatlatılması düşük geçirimsizlikli rezervuarların ve kaya gazı rezervuarlarında üretim kuyusu verimliliği yükseltme metodu olarak tüm dünyada yaygın bir şekilde uygulanmaktadır. Yapay geliştirilmiş jeotermal rezervuar sistemleri de (sıcak kuru kaya rezervuarları olarak da adlandırılmaktadır) yine yoğun hidrolik çatlatma tekniği ile geliştirilmektedir. Bu nedenle hidrolik çatlatma özellikle kitlesel hidrolik çatlatma petrol kaya mekaniğinin bir başka önemli uygulamasını oluşturmaktadır. Son olarak stres bağımlı rezervuarlarda gelişen rezervuar sıkışması ve buna bağlı zemin çökmesi; yine petrol rezervuarlarında ikincil üretim amaçlı su enjeksiyonu ve jeotermal sahalarda ise ısısı alınmış suların jeotermal rezervuara geri-enjeksiyonuna bağlı olarak gelişen stres değişimleri de doğrudan petrol kaya mekaniğinin ilgi alanındadır. Bu makalede kuyu duraylılığı problemleri, yatay kuyu sondaj prensipleri, hidrolik çatlatma deneyimleri ve ısı-ayrımı (nonisothermal) enjeksiyon için stres değişim teorileri ile ilgili olarak çeşitli temel uygulama örnekleri ile bilimsel araştırma sonuçları sunulmaktadır.

ABSTRACT: “Rock Mechanics and Rock Engineering was established as a new scientific and engineering discipline in Lisbon in 1966. However, the decrease of constructions in civil engineering and closure of mines due to environmental concerns worldwide resulted in the decrease of interest to Rock Mechanics and Rock Engineering.” The development of petroleum rock mechanics along with the mega projects has indeed invalidated the above statements which appears to be pessimistic and yet it was a true observation in its time. Petroleum rock mechanics has indeed broaden the scope of the classical rock mechanics and generated a revived interest in rock mechanics in recent years. Petroleum rock mechanics is concerned with the prediction of deformation, compaction, fracture, collapse and faulting of oil, gas and geothermal reservoir rock formations. These mechanical processes are caused by drilling of oil, gas and geothermal wells, and production and injection of fluids into such formations. Underground storage of natural gas, green house

gases such as CO₂ are also directly related to petroleum rock mechanics. Wellbore stability is possibly the most prominent aspect of petroleum rock mechanics. Keeping at least several kilometers long wellbores drilled into the earth's crust from collapse is a major concern for the drilling engineers. In recent years, the developments in drilling technology allowed drilling of long horizontal wells extending several kilometers horizontally. The success of drilling smooth horizontal wells and avoiding their collapse also depends on our understanding of reservoir rock mechanics. The hydraulic fracturing of vertical as well as horizontal wells is widely practiced method of improving productivity of low permeability reservoirs, and shale gas and shale oil. The enhanced geothermal systems are also developed by intense hydraulic fracturing. Thus, hydraulic fracturing specially massive hydraulic fracturing constitutes the next important aspect of petroleum rock mechanics. Finally reservoir compaction and subsidence in stress dependent reservoirs such as chalk reservoirs, stress transients in nonisothermal injection such as fieldwide water flooding in oil reservoirs and reinjection of heat depleted brines in geothermal reservoirs are directly related to petroleum rock mechanics. This paper provides some fundamental examples and research results of wellbore stability problems, horizontal drilling principles, hydraulic fracturing practices and nonisothermal stress transients theory.

1 GİRİŞ

Jeomekanik bilimi zemin ve kayaçların üzerlerine etki eden kuvvetler altında gösterdikleri davranışları inceleyen bir bilim dalı olarak tanımlanabilir, ve zemin mekaniği ve kayaç mekaniği olarak da iki alt bilim dalına ayrılabilir. Zemin mekaniği gevşek toprak zeminin küçük bir binanın zemin alanını içeren ölçekten büyük ölçekli toprak kaymalarına uzanan spektrumdaki davranışıyla ilgilenirken, kaya mekaniği kayaç kütle karakterizasyonu ve kayaç kütle mekaniği ile ilgilenir.

Kaya mekaniğinin temel ilkelerinin keşfi ve uygulamaları çok erken zamanlarda (1700lü yılların sonlarında) başlamış ve özellikle 20. yüzyılın başından ortasına kadar birçok bilim adamı ve mühendis kaya mekaniği alanında çok ilginç ve önemli çalışmalara imza atmıştır. Bunlar arasında Von Karman¹, King², Ide³ ve Terzaghi^{4,5} sayılabilir. Ancak bu bilim adamlarının hiçbir kendilerini kaya mühendisi veya kaya mekaniği mühendisi olarak adlandırmamıştı. 1950'lerin tamamı ve 1960'ların ilk yılları kaya mekaniği mühendisliğinin gelişimi açısından çok önemliydi çünkü bu yıllar dünya önemli sayıda felaket sayılabilecek ölçekte kaya çökmesi / kırılması problemleriyle karşılaşmıştı. Bunlardan Panama Kanalı toprak kaymalarıyla ilgili olarak ABD başkanına bir bilgilendirme sunumu yapan Terzaghi⁴ konuşmasında “artık tabiata müdahalelerin sonuçlarını kestiremeyecek duruma düştük” diyordu. Diğer kaya mekaniği kökenli felaketler arasında 1959 da 450 kişinin ölümüne yol açan Fransa'daki Malpasset yay-barajının çökmesi vardı. Yine bir diğer felaket ise 1963 te yaklaşık 2500 kişinin ölümüne yol açan İtalyada Vajont barajının sularının taşmasına yol açan bir büyük toprak kaymasıydı⁶. Bu felaketlerin bir

başka örneği ise Güney Afrika'da Coalbrook kömür maden ocağında meydana gelen göçüktü ki yaklaşık 430 cana malolmuştu⁶.

Bu felaketler sonrası yapılan bilimsel çalışmalar sonucunda Kaya mekaniği yeni bir bilim dalı olarak 1962 de doğmuş ve 1966'da Uluslararası Kaya Mekaniği Topluluğunun 1. Kongresinde ise resmi olarak tanınmıştır⁷. Aydan⁷ tarafından belirtildiği gibi, ilk kongrenin içeriği ve geçen üç on yıllık dönemde kaya mekaniği çalışmaları daha çok inşaat ve maden mühendisliği uygulamalarına yönelik olup yerbilimi (Geoscience) neredeyse yok denecek kadar azdır.

Yine Aydan⁷ tarafından belirtildiğine göre yakın geçmişteki gerçekleşen inşaat mühendisliği yapılarındaki ekonomik sebeplere dayalı ve maden mühendisliği yapılarındaki çevre duyarlılığına dayalı azalma akademik ve mühendislik alanında Kaya Mekaniği Mühendisliğine olan ilgiyi de azaltmıştır. Nükleer atık depolarına yönelik Kaya Mekaniği Problemlerinin çalışılması ise nükleer kapasiteye sahip ülkelerle sınırlı olduğundan bu durum diğer ülkelerdeki kaya mekaniği problemlerine olan ilginin daha da azalmasına sebep olmuştur.

Bir bilim dalı olarak Kaya Mekaniği, fizik, matematik ve jeoloji bilim dalları ile İnşaat, Maden ve Petrol mühendisliğinin ortak alanı olarak görünmektedir. Kaya mekaniğinin uygulama alanı ise toprak kayması, deprem, ve yerkabuğu kayaçlarının biçimsizleşmesi (deformasyonu) analizi ile derin kazılar (sözgelimi maden ocakları, yol, demiryolu ve hidroelektrik tünelleri, yapay yeraltı mağaraları (depolama amaçlı doğal gaz, nükleer atık veya karbondioksit depolaması gibi), enerji üretim uygulamalarıdır (petrol, doğal gaz, jeotermal).

Ancak son yıllarda artan bir ilgi ile gündeme gelen Petrol Kaya mekaniği gelişmeleri ve özellikle gelişmekte olan ülkelerde gündeme gelen

mega projeler (Kanal İstanbul, Boruhattı Köprüleri vs) Aydan⁷ tarafından yapılan ve birazda umutsuz görünen çıkarımları geçersiz kılacak görünmektedir.

2 KAYA MEKANİĞİ MÜHENDİSLİĞİNİN YENİ UFUKLARI

Barajlar, gökdelenler, çeşitli boğaz ve viyadük köprülerinin ayakları gibi yapıların toplam duraylılıkları ve yüklenme kapasiteleri bu yapıların bilinmesi gereken en önemli özellikleri olarak ortaya çıkmaktadır. İşte bu yapıların duraylılık, deprem gibi doğal olaylara dayanırlıkları ve yük taşıma kapasitelerinin hesap ve analizinde kaya mekaniği mühendisliğinin rolü açıktır. Kanal İstanbul, hızlı tren güzergahları, otoyollar, petrol ve doğalgaz boru hatları gibi yapıların yeniden ve artan bir hızda gündeme gelmeleri Kaya Mekaniği Mühendisliğine yeni uygulama ufukları açmaktadır.

Bu yeniden canlanmaya belki daha fazla katkıda bulunan bir başka alan ise enerji üretim, taşıma ve depolama sistemleridir. Bir başka deyişle petrol kaya mekaniği mühendisliğidir ki bizim bu inceleme çalışmasındaki asıl konumuzu oluşturmaktadır.

İlerleyen bölümlerde Petrol Kaya Mekaniği ve Petrol Jeomekaniği konularının ayrıntılı bir tartışması yer almaktadır.

3 PETROL KAYA MEKANİĞİ (PETROLEUM GEOMECHANICS)

Petrol ve Doğal Gaz mühendisliği en genel tanımıyla yeraltı akışkan kaynaklar mühendisliği olarak tanımlanabilir. Yeraltı akışkan kaynaklarının keşfedilmesi, bu kaynakların rezerv büyüklüklerinin ve üretim kapasitelerinin hesaplanıp en etkin metotlarla yeryüzüne çıkarılması (yani üretilmesi) ve yeryüzüne çıkarılan bu akışkanların birbirinden ayrıştırılıp boru hatları ile satış ve teslim noktalarına taşınması veya kısa süreli olarak depolanması petrol ve doğal gaz mühendisliğinin etkinlik alanı olarak tanımlanabilir. Bu akışkan kaynaklardan ilk aklı gelenler petrol, doğal gaz ve jeotermal sular ve jeotermal su buharıdır. Bunlara ek olarak yeraltı suları ve sera gazı etkisi dolayısı ile yeraltında güvenli olarak depolanması mümkün olan karbondioksit gazı veya boru hatları ile ithal edilen ülke içinde yeraltında depolanması gereken doğal

gaz da yeraltı akışkan kaynakları arasında sayılabilir.

Petrol ve Doğal Gaz mühendisliği Sondaj Mühendisliği, üretim mühendisliği ve Rezervuar mühendisliği olmak üzere üç anabilim dalına ayrılabilir. Her üç alanın ilgi alanında ise petrol jeomekaniği oldukça geniş bir yer tutar. Bu nedenle özellikle son yıllarda bu alanda oldukça ileri düzeyde ders ve referans kitapları yayınlanmıştır⁸⁻²¹. Petroleum Related Rock Mechnics⁸, Geomechanics applied to Petroleum Industry¹², Reservuar Geomechanics¹³, Poroelasticity¹⁸ vb isimler altında yayınlanan bu kitaplar artık petrol jeomekaniğinin çok geniş bir uygulama alanına karşılık geldiğinin ve vazgeçilmez bir çalışma alanı olarak görüldüğünün bir işaretidir. Bu alanda yayınlanan bilimsel makale sayısı ise binlerle ifade edilmektedir.

Petrol jeomekaniğini yine petrol anabilim dalları gibi üç kısma ayırmak mümkündür: Sondaj Jeomekaniği, Üretim ve Kuyu Tamamlama Jeomekaniği, Rezervuar Jeomekaniği alanlarının açılımları ve bu alanlarda en yaygın uygulama alanı bulan bir jeomekanik problemi ve onun çözümü üzerine ayrıntılı bilgi verilecektir.

3.1 Sondaj Jeomekaniği

Petrol sondaj mühendisliği yeraltı akışkan kaynak rezervuarlarına ulaşmamızı sağlayan keşif ve üretim kuyularının tasarım ve kazılmasını çalışan mühendislik dalıdır. Kuyuların kazılmasında ve ortaya çıkabilecek problemleri önlenmesinde en önemli rollerden birini Petrol Kaya Mekaniği Mühendisliği ilkeleri oynamaktadır. Sondaj jeomekaniği olarak da adlandırılan bu alan özel olarak dört konuda gündeme gelmektedir;

- Kuyu Planlaması ve Duraylılığı
- Muhafaza Borusu Eğilmesi (Burkulması)
- Sondaj hızı ve kayaç sondaj matkabı etkileşimi
- Yatay kuyu planlaması ve yerleştirimi

3.1.1 Kuyu Duraysızlığı Problemleri

Kuyu duraysızlığı sondaj sırasında sondaj matkabının ürettiği kayaç kırıntılarına ek olarak kuyu duvarından çeşitli faktörlerin etkisi ile büyük oranda kayaç kırıntısının kuyu içine dolması ve toplam kırıntıların sondaj sıvısı tarafından taşınmayacak miktara ulaşmasıdır¹³. Taşınmayan kırıntılar kuyu dibine çökerken sondaj dizini boruları ile kuyu duvarı arasını doldurması ve

dizinin hareketini engellemesi ise kuyu çökmesi olarak adlandırılır. Kuyu duraysızlıklarının tanımı Şekil. 1 de örneklenmiştir.

Kuyu Duraysızlıkları



Şekil 1. Kuyu duraysızlıklarının tanımı (Abdülrahim⁴³, den uyarlama)

Kuyu duraysızlığı mekanik veya kimyasal iki kısımda incelenir. Mekanik duraysızlık ise çekme yönlü veya sıkıştırma yönlü olarak ikiye ayrılır. Saha örneklerinde ise çoğu zaman mekanik ve kimyasal duraysızlıkların birlikte geliştikleri görülür.

Kuyu duraysızlığı iki türlü gelişir²¹.

1. Kuyu içi sondaj sıvısı basıncının çevre tabakalar içindeki basınçtan yüksek olması dolayısı ile gelişen formasyon yırtılması
2. Kuyu içi sondaj sıvısı basıncının çevre tabakalar içindeki basınçtan az olması dolayısı ile gelişen kuyu çökmesi

Kuyu Duraysızlığı sebepleri²¹

1. Tektonik etkisi altında veya ani sıcaklık değişimleri altında oluşan büyük streslerin etkisiyle kuyu duvarını oluşturan kayanın kırılması
2. Kuyu çevresinde bulunan doğal çatlaklı kayaların gevşek durumuna geçmesi
3. Kuyudan çevre kayaç içine doğru büyüyen çatlakların oluşup sondaj sıvısı kaybına yol açması
4. Sondaj sıvısı ile çevre kayaç minerallerinin kimyasal etkileşimi sonucu çevre kayaların yumuşayıp kuyu içine çökmesi
5. Tuz tabakası gibi yumuşak kayaçların stress altında uzayıp kuyu içine çıkıntı yapıp sonra da göçmesi
6. Önceden gelişmiş fayların kuyunun açılması ile yeniden harekete geçmesi

Kuyu duraysızlığına sebep olan etkenler kontrol edilebilir ve kontrol edilemeyenler olarak iki kısımda incelenebilirler²² (Çizelge 1).

Çizelge 1. Kuyu Duraysızlığının Etkenleri²²

Kuyu Duraysızlığının Etkenleri	
Kontrol Edilemeyen Faktörler	Kontrol edilebilir Faktörler
Doğal çatlaklı veya Faylanmış Formasyonlar	Sondaj Çamuru Basıncı
Tektonik Stres altındaki Formasyonlar	Eğik Açılı Kuyular ve Azimut
Yüksek Yerinde Stress içeren Formasyonlar	Formasyon Akışkan basıncı
(Stress Duyarlı) Hareketli Formasyonlar	Sondaj Sıvısı ve Formasyon Kayacı arasındaki fiziko-kimyasal etkileşim
Gevşek Formasyonlar	Sondaj Dizini Titreşimi
Doğal Yüksek basınçlı Şeyl Çökmesi	Erozyon
Yapay Yüksek basınçlı Şeyl Çökmesi	Ani Sıcaklık Değişimi

Sondaj mühendisliğinde kuyu açılırken geçilen kayaçların mekanik davranışı ilk günden buyana büyük ilgi oluşturmıştır. Sondaj dizini etkileyen en önemli faktörlerden birincisi sondaj matkabının kuyu açılırken geçilen kayaçları etkin bir şekilde yongalayabilmesi ve bu yongaları sondaj sıvısının hızlı ve etkin bir şekilde kuyudan dışarı taşıyabilmesine bağlıdır. İşte sondaj matkaplarının kayaç yongalamasını matkabın kendisinin erkenden aşınmadan veya kırılmadan yapabilmesi için matkap tasarımları için büyük masraflar yapılmış ve büyük gayretler sarfedilmiştir²¹.

Ancak son yıllarda daha zor şartlar altında sondaj yapma zorunluluğu kaya mekanik uygulamalarını çok daha geniş bir alanda gündeme getirmiştir. Bu şartlardan bazıları eğimli ve yatay kuyuların hızla artması, yüksek sıcaklık ve yüksek basınç ve yüksek tektonik stress altında sondaj yapabilme ihtiyacı, ve son olarak da açık deniz sondaj kulelerinin kullanıma girmesi ki bu kulelerde yaşanacak bir kuyu duraysızlığı problemi çok yüksek maliyetlere sebep olmaktadır²¹.

Çizelge 1 de sıralanan etkenlerden doğal çatlaklı formasyonlarda kuyu duraysızlığı mekanizması, tektonik olarak aktif zonlarda, doğal çatlaklı kireçtaşlarında oluşabilir²². Jeotermal sahalarda bu tür olaylara özellikle dikkat etmek gerekir. Bu formasyonların duraylı kalmasını sağlamak için sondaj dizini titreşimlerini en aza indirmek gerekir.

Çizelge 1de belirtilen tektonik stress birikmesi genellikle sıradağ bölgelerinde oluşur ve tektonik

olarak hareketli tabakaların etkisinde gelişir²². O nedenle jeotermal sahalarda ayrıca önem taşır.

Plastik davranış gösteren tabakaların üstteki tabak yüklerinden dolayı sıkışıp kuyu içine çıkıntı yapması ve sonra da kuyu içine göçmesi hareketli tabaka olarak adlandırılır²².

Over pressured şeyl tabakası içindeki akışkan basıncının normal hidrostatik basınç değerinden daha büyük olmasıdır. Bunlar özellikle halen sıkışması devam eden şeyllerde veya doğal olarak hızlı tabaka aşınmasıyla statik tabaka yükünün kaldırıldığı yerlerde veya tektonik fayların yukarı atımlı kısımlarında bulunurlar²².

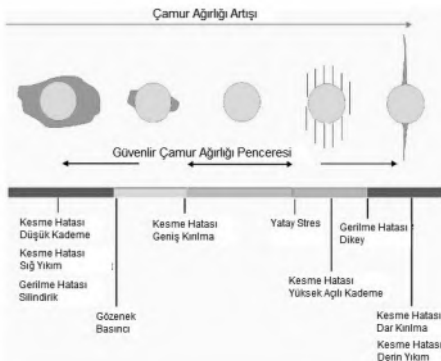
Önce yüksek kuyu içi basınçla şeyl tabakasına enjeksiyon yoluyla basınç yüklenmesi yapıp sonra bir nedenle kuyu içi basıncı düşürüldüğü zaman oluşur²².

Sıkıştırma yıkımları: Önce kırılğan kayaçların dökülmesi ile kuyu çapı genişlemesi sonra da kuyunun kırılğan kayaç duvarından büyük kütleler kopmalarıyla kuyu içine çökmesidir.²²

Zayıf plastik davranış gösteren kayaçların kuyu içine doğru genişleyip çıkıntı yapması ve sonra bu çıkıntılarının koparak kuyu içine göçmesi de şeyl göçmesi olarak adlandırılır²².

Kuyu duraysızlığı, sondaj maliyetinin zaman kaybı ve harcanan enerjinin artmasından, sondaj matkabının erken işlevsiz hale gelmesine ve hatta kuyunun tamamen terk edilmek zorunda kalınarak kuyu kaybına kadar bir çok probleme neden olur. Tüm bu problemlerin çözümü kontrol edilebilir etkenlerle kontrol edilemeyen etmenler arasındaki dengenin bilinmesi ve bulunması ile önenebilir.

Sonuç olarak sondaj sıvısı yoğunluğunu kuyu duvarı çökme basıncının üzerinde ama formasyon yırtılma basıncının da altında tutmak şarttır. Bu iki basın aralığına çamur ağırlık aralığı (penceresi) adı verilir²² (Şekil 2).



Şekil 2. Çamur ağırlığı ve kuyu stabilitesi dengesi (King²² den uyarılma)

Sondaj sırasında bir tabakaya ulaşmadan o tabakanın hangi jeomekanik özellikte olduğunu nasıl bilebiliriz ve problem gelişir gelişmez çözüm üretmeyi nasıl başarabiliriz;

Sondaj mühendisliğinde, petrol kaya mekaniği konusunu eğitimin zorunlu bir parçası yaparak, mühendislerin temel kaya mekanik davranışlarını iyi anlamalarını sağlamak gerekir

1. Kaya mekaniği araştırmalarını sondaj ve üretim problemlerine yöneltmeliyiz
2. Yine son dönemde gelişen sondaj sırasında ölçümlerle (gerçek zamanlı ölçümlerle) kuyu içinde oluşan kaya mekaniği kökenli değişimleri anında tespit edip gerekli önlemlerin gerektiği anda alınmasını sağlamalıyız.

3.2 Üretim ve Kuyu Tamamlama Jeomekaniği

Yeraltı akışkan kaynaklarının yatağı olan rezervuar kayaç ile bu kaynağa ulaşmamızı sağlayan biricik araç olan sondaj kuyuları arasında arzulanan iletişimin kurulmasını gerçekleştiren ve kuyu mimarisinin tasarımını yaparak akışkan kaynakları en verimli şekilde yeryüzüne çıkarılmasını sağlayan mühendislik alanına ise üretim mühendisliği adı verilir. Üretim ve kuyu tamamlama jeomekaniği alanı ise aşağıdaki özel konularda gündeme gelir.

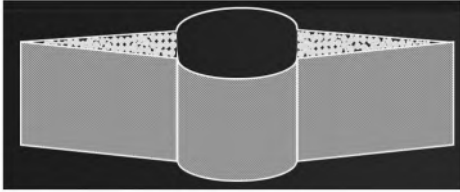
- Hidrolik Çatlatma
- Rezervuar Kayaçtan kuyuya kum girişi ve onun kontrolü
- Perforasyon işlemleri
- Rezervuar sıkışmasına bağlı olarak gelişen yüzey seviye çökmesi (özellikle açık denizde deniz dibi donanımlarını etkileyen çökmeler).

3.2.1 Hidrolik Çatlatma Yöntemi

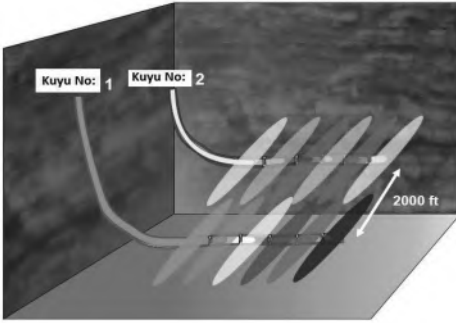
Hidrolik çatlatma metodu hedef tabakaya özel tasarlanmış enjeksiyon sıvılarının tabakanın çekme dayanım basıncının üzerinde bir basınçla basılması sonucu kuyu içinden tabaka derinliklerine doğru bir yırtılmanın oluşturulmasıdır. Bu şekilde oluşan çatlak muhakkak ki doğal gözeneklerden binlerce kat fazla bir geçirgenliğe sahip olacaktır ve tabakanın doğal akışkanına hızlı bir akış kanalı oluşturacaktır. Ancak oluşan çatlağın enjeksiyon sona erdiğinde içindeki sıvıyı atıp kapanmaması ve geçirgenliğini kaybetmemesi için çatlak içine “propan” adı verilen yüksek sertlikte taneciklerle doldurulup onların geri kapanmaya engel olması sağlanır.

Hidrolik formasyon çatlatması aşağıdaki dört amaçla yapılır.

1. Dikey kuyularda kuyu yakın çevresinde oluşan geçirgenlik azalmasını aşmak (Şekil 3)
2. Kuyu üretim kapasitini akış geometrisini radyalden doğrusala dönüştürerek artırmak
3. Üretim sırasında kuyu içine rezervuar kayaçtan kum gelişini/girişini azaltmak
4. Kuyudan rezervuara erişimi artırmak (akış alanını büyütmek)
5. Yatay kuyular da kaya gazı ve kaya petrol üretimini gerçekleştirmek (Şekil 4)
6. Yine düşük geçirgenlikli kumtaşlarından gaz üretmek



Şekil 3. Dikey Kuyularda Hidrolik Çatlatma ve Proppant Desteği (Abdürrahim⁴³, den uyarlama)



Şekil 4. Yatay kuyu ve hidrolik çatlatma uygulaması ile kaya gazı üretimi⁴⁴.

Bütün bu formasyon çatlatmalarında özellikle dikkat edilmesi gereken noktalar şunlardır:

Oluşan çatlak uzanımı nasıl gerçekleşir:

- Yatay çatlaklar dikey çatlaklar, veya eğimli çatlaklar ?
- Dikey çatlaklar ve eğimli çatlaklar hangi yöne doğru ilerler?
- Yine dikey çatlaklar üretim tabakası içinde sınırlı mı kalır yoksa komşu tabakalar içine doğru büyür mü?
- Çatlak uzanımı ne kadar olur veya olmalıdır? Açılan çatlakların geri

kapanması nasıl önlenir. Yatay ve dikey kuyularda hangi aralıklarda ve her bir kuyu için kaç çatlak oluşturulabilir?

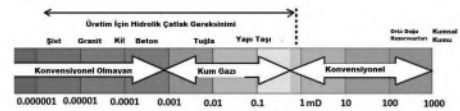
- Çok sayıda çatlak oluşturmak için nasıl bir metod izlenmelidir?
- ve başka saymadığımız nedenler.

Bütün bu sorulara verilmesi gereken cevaplar ancak petrol kaya mekaniği ilkelerinin kullanılması ile mümkün olabilir.

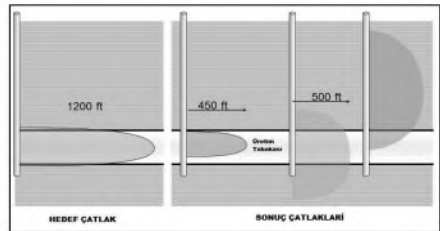
Yatay kuyular ve bu kuyularda hidrolik çatlatma bu eylemlerin yol açtığı jeomekanik problemler belli ki son on yılın en önemli problemi olarak görülebilir. Kaya gazı üretiminin olmazsa olmazı olan hidrolik çatlatmanın kökeninde kayaçların geçirgenlik özellikleri yatmaktadır. Akışkan akışının sağlanması ve üretim için hangi geçirgenlik değerlerinin olması gerektiği Şekil 5 te verilmiştir.

Hidrolik çatlatmalarda göz önüne alınması gereken jeomekanik ilkeler göz ardı edildiğinde ortaya çıkabilecek problemler ve verimsiz sonuçlardan iki tanesi Şekil 6 ve Şekil 7 de örneklendirilmiştir.

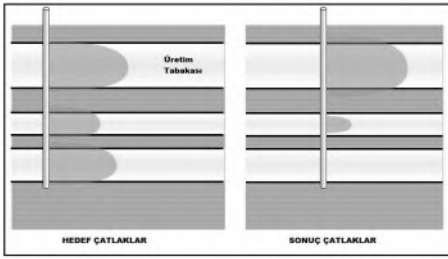
Hidrolik çatlatma ve jeomekanik ayrıca jeotermal uygulamalar ve CO₂ yeraltı depolama uygulamalarında da yaygın olarak kullanılmaktadır. Şekil 8 yeterli sıcaklığı olan ancak yeterli geçirgenliği ve sıvı kapasitesi olmayan bir jeotermal alanda hidrolik çatlatma yoluyla ileri jeotermal sistemlerin geliştirilmesini grafik olarak vermektedir.



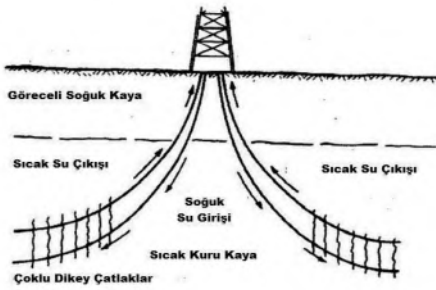
Şekil 5. Hidrolik çatlatmanın şart olduğu geçirgenlik değerleri (King den uyarlama)



Şekil 6. Hidrolik çatlatmada hedef sapması örneği. (Dusseault²⁸, den uyarlama)



Şekil 7. Çoklu hidrolik çatlatma işlemlerinde hedef sapması örneği. (Dusseault²⁸, dan uyarlama)



Şekil 8. Hidrolik çatlatma yoluyla ileri Jeotermal sistem geliştirilmesi.(Gringarten et al⁴² dan uyarlama)

3.3 Rezervuar Jeomekanikliği

Yeraltı akışkan kaynak rezervuarlarına yapılan akışkan enjeksiyonu, rezervuardan yapılan akışkan üretimi ve rezervuar içinde gerçekleşen akışkan yolculuğu rezervuar mühendisliği ilgi alanı olarak tanımlanabilir. Yeraltı akışkan kaynaklarının doğal kayaçlar içinde nasıl ve hangi yollardan aktığının güncel olarak hesaplanıp tespiti, içinde bulunulan şartlar altında ne kadar süre ve miktarda akacağı hesaplanıp, tahmin edilmesi ve gözlemlerle doğrulanması ile üretimi daha verimli hale getirmek için yapılan müdahalelerle akışın kontrolü rezervuar mühendisliğinin amacı olarak sıralanabilir. Bu anlamda rezervuar jeomekanikliği olarak da adlandırılabilir. alt alan aşağıda özel konularda gündeme gelmektedir.

- Petrolü su itimi ile üretebilmek için kullanılan soğuk su enjeksiyonuna bağlı stres gelişimi
- Rezervuar kayacının fay ve kırıklarının tespiti
- Stres ve sıkıştırılabilirlik altında üretim mekanizması

- Rezervuar çökmesi, yüzeyde seviye çökmesi

Petrolün ısı ayrımlı su itimi ile üretilmesi sırasında gelişen jeomekanik olaylar ayrıntılanacaktır. Isıl ayrımlı akışkan enjeksiyonu jeotermal rezervuarlarda geri enjeksiyon sırasında ve CO₂ nun tuzlu su akiferlerine basılması sırasında da gerçekleşmektedir.

3.3.1 Isıl ayrımlı Akışkan Enjeksiyonu

Yüksek sıcaklıktaki bir rezervuara düşük sıcaklıklı bir akışkan enjeksiyonu çokça uygulanan bir ileri üretim yöntemidir. Sözelimi petrolün su itimi yoluyla üretim artırımı için derinlerde bulunan ve bu nedenle yüksek sıcaklık gösteren rezervuarlara yeryüzünde bulunan düşük sıcaklıklı su enjeksiyonu bugün artık olgun bir teknoloji olarak kullanılmaktadır.

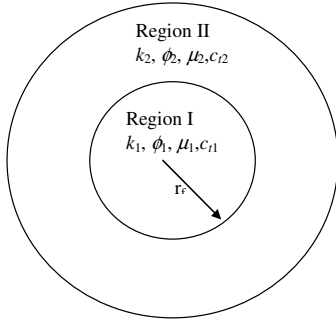
Jeotermal rezervuarlarda ısı alınmış rezervuar sularının yüzeyde atılması yerine yeniden rezervuara geri enjeksiyonu da yaygın olarak kullanılan bir yöntemdir. Aynı şekilde ileri jeotermal sistemlerinde de sıcak ancak yeterli su içermeyen kayalara yüzeyden soğuk su basımı ile buradan ısı enerjisi üretimi de gelişen teknolojiler arasındadır.

Tüm bu sayılan kullanımlarda sıcaklık farklılığından dolayı oluşan stres yüklenmeleri kayaçların mekanik davranışını etkilemektedir. Bu davranışları araştırıp yeraltı akış mekanizmalarının anlaşılması ve kontrol edilebilmesi için bu ısı stress yüklenmelerinin bilimsel düzeyde araştırılmasına ve kazanılan bilgilerin sahadaki mühendisin kullanabileceği ders kitabı bilgilerine veya pratik uygulama bilgisine dönüştürülmesi ihtiyacı vardır.

Bu bölümde bir petrol rezervuarına su enjeksiyonu yapılırken ortaya çıkan rezervuar basınç ve stress değişimlerinin teorik bir çalışması ayrıntılı anlatılacaktır.

3.3.2 Matematiksel Model

Şekil.9 da yüksek sıcaklıklı ve petrol içeren bir rezervuara soğuk su basılması ile oluşan geometrik düzeni göstermektedir. Rezervuar silindirik şekilde varsayılmış ve rezervuarın merkezinde yer alan enjeksiyon kuyusunun bütün rezervuar kalınlığı boyunca yer aldığı varsayılmıştır.



Şekil 9. İki bölge kompozit rezervuar (Ramey⁴¹)

Düşük sıcaklıklı su sabit bir debide rezervuara basılıyor varsayılmış, rezervuar ise homojen basınç dağılımı açısından sonsuz yarıçapta, ve durağan tuzlu ile akan petrolle doymun varsayılmıştır. Enjeksiyon suyunun ve akan petrolün akmaçlık değerleri yalnızca sıcaklığa bağlı kabul edilmiştir. Yine bu modelde rezervuarı çevreleyen tabakalara ısı kaybı ihmal edilebilir olarak kabul edilmiştir.

Bu verilen varsayımlar matematik modelde basınç, akışkan hızı, sıcaklık ve stress yayılım alanlarının su dalgası dağılımına benzer şekilde yayılan bir simetrik geometri kullanımına olanak sağlarlar. Bütün alanlar simetrik olduğundan, ısı ayrımlı sıvı enjeksiyonundan ötürü kuyu çevresinde gelişen stress dağılımı sonsuz bir matris merkezinde yer alan bir boş silindir çevresinde gelişen düzlemsel gerilme problemi olarak çözülebilir. Yukarıdaki varsayımlar kullanılarak geliştirilen kavramsal matematik model yardımı ile önce soğuk su enjeksiyonunun yol açtığı cephesel ilerleme problemi olarak tanımlanan sıvı doygunluğu ve sıcaklık dağılımları hesaplanmıştır. Ardından su enjeksiyonunun yol açtığı basınç dağılımları hesaplanmıştır. Son olarak da basınç ve sıcaklık dağılımlarının etkileri de dahil edilerek enjeksiyon kuyusu çevresindeki stres (gerilme) değişimleri hesaplanmıştır.

3.3.3 Cephesel ilerleme doygunluk ve sıcaklık değerleri

Doygunluk ve sıcaklık değerlerinin hesaplanması Bratvold ve Horne'un³⁰ bir çalışması üzerine oturtulmuştur. O nedenle de adı geçen çalışmada kullanılan very seti (Çizelge 2) aynen bu çalışmada da kullanılmıştır. Petrol ve suyun gözenekli ortamda iki fazlı akışları sırasında bu akışkanların bağlı geçirgenlik ve sıvı doygunluk değerleri arasındaki bağınımlar aşağıdaki denklemlerle verilir.

$$k_{rw} = S_{wD}^3 \quad \text{and} \quad k_{ro} = (1 - S_{wD})^3 \quad (1)$$

$$S_{wD} = \frac{S_w - S_{wi}}{1 - S_{wi} - S_{or}} \quad (2)$$

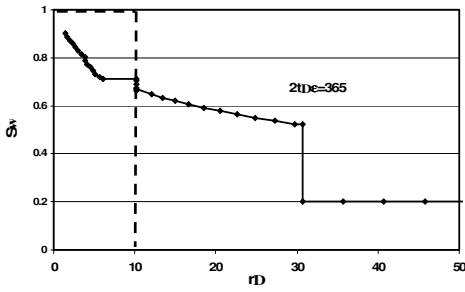
Yukarıdaki denklemlerde kullanılan değişkenlerle bu çalışmanın diğer bölümlerinde kullanılan bütün değişkenler adlar dizini bölümünde tanımlanmıştır. Her iki bağlı geçirgenlik için de uç-değer geçirgenlikleri 1 (bir) olarak alınmıştır.

Çizelge 2. Hesaplamalarda kullanılan kayaç ve sıvı özellikleri

Rezervuar kalınlığı, ft	25.0
Gözeneklilik	0.2
Kuyu çapı, ft	0.25
Rezervuar geçirgenliği, md	20
Başlangıç rezervuar basıncı, Pa	1.0x10 ⁶
Tane yoğunluğu x ısı kapasitesi, Btu/(ft ³ ·°F)	42.45
Petrol yoğunluğu x ısı kapasitesi, Btu/(ft ³ ·°F)	23.0
Su yoğunluğu x ısı kapasitesi, Btu/(ft ³ ·°F)	62.35
Young's modülü sabiti, GPa	14.4
Poisson's oranı sabiti	0.2
Kayaç modülü, GPa	8.0
Katı faz modülü, GPa	36.0
Kayaç ısıl genişimi, 1/°K	5.0x10 ⁻⁵
Enjeksiyon debisi, B/D	250.0
Başlangıç su doygunluğu	0.2
Kalan(residual) petrol doygunluğu	0.9
Petrol kompresibilitesi, psi ⁻¹	1x10 ⁻³
Su kompresibilitesi, psi ⁻¹	1x10 ⁻⁶
Başlangıç yatay gerilim, Pa	5x10 ⁶
Petrolün bağlı geçirgenliği, k _{ro}	(1-S _{wD}) ³
Suyun bağlı geçirgenliği k _{rw}	S _{wD} ³
Petrol akmaçlığı (başlangıç sıcaklıkta), cp	2
Petrol akmaçlığı (enjeksiyon sıcaklığında), cp	8
Su akmaçlığı (başlangıç sıcaklıkta), cp	0.4
Su akmaçlığı (enjeksiyon sıcaklığında), cp	0.25
Sıcaklık farkı, (T ₀ -T _i), °K	-100
Başlangıç rezervuar sıcaklığı, T ₀ , °K	0
Mikroskopik öteleme verimliliği, (S _{or} -S _{0r})	0.7

Enerji ve kütle taşınım denklemleri yarı-doğrusal hiperbolik kısmi diferansiyel denklemler olarak ortaya çıkmış ve bu denklemler yüksek matematikte kullanılan karakteristik-yöntem yoluyla çözülmüştür. Bu çözüm yönteminin ayrıntıları Bratvold³¹ ve Pope³² tarafından iki ayrı çalışmada verilmektedir.

Doygunluk dağılım çözümleri önce bir benzeşim-dönüşüm değişkeninin (ξ) fonksiyonu olarak hesaplanmış³³, daha sonra ise seçilen bir boyutsuz zaman ve benzeşim-dönüşüm değişkeni değer çifti için boyutsuz uzaklık ve doygunluk grafiği elde edilmiştir. Şekil 10 de verilen bu grafikte iki sabit sıcaklık bölgesi ile her bir sıcaklık bölgesi için iki doygunluk bölgesi ve bunları izleyen bir sabit doygunluk bölgesi görülmektedir.



Şekil 10. Akış yönünde gelişen doygunluk ve boyutsuz sıcaklık dağılımları³³

3.3.4 Basınç Değişim-Dalgaları

Bu verilen doygunluk ve sıcaklık dağılımları hesaplandıktan sonra her bir bölgedeki bağlı geçirgenlik ve akma hızı değerleri belirlenmiş olmaktadır. Bu değerler kullanılarak basınç dağılım denklemleri çözülebilir ve çözüm denklemleri yine Bratvold and Horne³⁰ tarafından verilmiştir. Bratvold and Horne³⁰ çözümü ısı ayrımlı enjeksiyonun yol açtığı cephesel ilerleme tipi itim için aşağıdaki basınç dağılım denklemlerini vermektedir.

$$p_{D2}(r_D, t_D) = -\frac{M}{2} E_i \left(-\frac{r_D^2}{4t_D} \right) \quad 0 \leq y \leq y_{BL} \quad (3)$$

$$p_{D1}(r_D, t_D) = -\frac{1}{2} E_i \left(-\frac{r_D^2}{4\eta_e t_D} \right) + \frac{1}{2} E_i \left(-\frac{y_{BL}}{\eta_e} \right) - \quad (4)$$

$$\frac{M}{2} E_i \left(-y_{BL} \right) + \frac{1}{2} \int_S^{y_{BL}} \frac{f''}{f'} \left(\frac{1}{F_\lambda} - 1 \right) dS \quad y_{BL} \leq y < \infty$$

Bu denklemler kuyu çevresindeki basınç dağılımını, sıcaklık ve doygunluk etkilerini de içerecek şekilde hesaplanmasını sağlarlar.

3.3.5 Gerilme (Stres) Değişim-Dalgaları

Yukarıdaki bölümlerde ardışık olarak hesaplanan doygunluk ve basınç dağılımları gerilme değişim denklemlerine dahil edilerek gerilme alanı hesaplanır. Hesaplanan gerilme alanı ısı ayrımlı enjeksiyonun yol açtığı sıcaklık ve gözenekli ortamda iki fazlı akışın etkilerini birlikte içerir.

Bir kuyu çevresinde oluşan boyutsuz düzlemsel gerilme^{34,35,36} denklemleri Kocabaş³⁷ tarafından verilmiştir. Aşağıda yeniden verilen denklemlerde, doğrusal genişleme potansiyeli, ψ_D , denklemi gözenekliliğin gerginliğe bağlı olarak değiştiğini varsayarak yukarıda verilen basınç değişim denklemleri gözenekliliği sabit kabul etmektedir. O

nedenle aşağıda verilen stres (gerilim) değişim denklemleri gerginlik-duyarlı rezervuarlarda kullanılmamalıdır.

$$\Psi_D = \frac{\alpha(E/\sigma_h)}{1-2\nu} T_R + (1-\beta) \frac{p}{\sigma_h} \quad (5)$$

$$\sigma_{Dr} = \frac{1-2\nu}{1-\nu} \frac{1}{r_D^2} \quad (6)$$

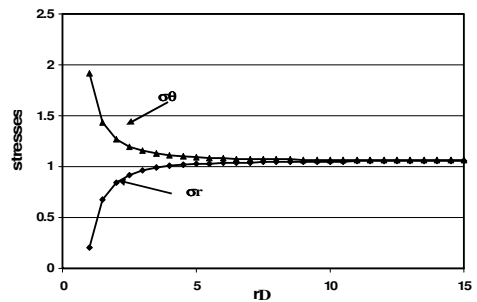
$$\int_1^{r_D} \Psi_D r_D dr + 1 - \frac{1}{r_D^2} (1 - p_n(1, t_D)) \quad (7)$$

$$\sigma_{D\theta} = -\frac{1-2\nu}{1-\nu} \frac{1}{r_D^2} \quad (7)$$

Yukarıda verilen radyal (ışınsal) ve teğetsel gerilim denklemleri sayısal integral (bütünleşme) yöntemi ile hesaplanmıştır.

3.3.6 Radyal (Işınsal) Gerilim Dağılımları

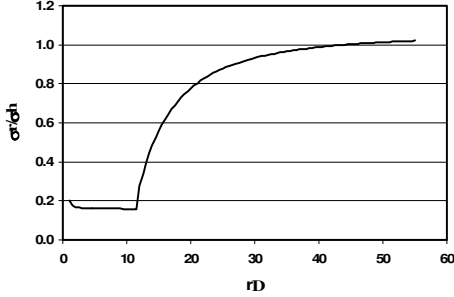
Başlangıçta hey yerde aynı olan yatay rezervuar gerilimi aşağıdaki verilen faaliyetlerin her biriyle bir değişime uğrar. İlk olarak sondaj kuyusunun açılması kuyu çeperinde serbest bir yüzey oluşmasına ve bu nedenle de hem ışınsal hem de teğetsel gerilim dağılımlarında değişimlere neden olur^{35,38,39}. Şekil 6 bir rezervuar matrisi merkezinde yalnızca sondaj kuyusunun yerleştirilmesi nedeniyle gelişen gerilim yeniden dağılımını göstermektedir. O nedenle Şekil 6 sıcaklık ve akış etkilerinin hiçbirini içermemektedir.



Şekil 11. Sırf kuyu açılmasının yol açtığı gerilme dağılımları³³.

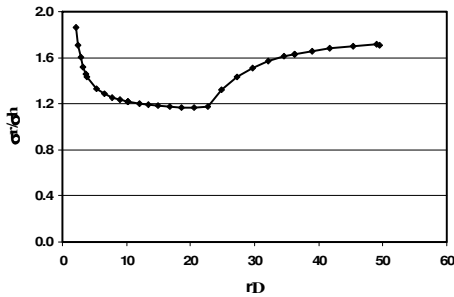
Şimdi de kuyudan ışınsal olarak dağılacak şekilde rezervuar sıcaklığını artırdığımızı düşünelim ve bu ısıtmayı herhangi bir akışkan enjeksiyonu veya üretimi yapılmadan

gerçekleştirdiğimizi düşünelim. O zaman rezervuarda oluşacak ısınsal ve teğetsel gerilim dağılımları Şekil 12 olduğu gibi görünecektir. Şekil 12 de sıcaklığın gerilim üzerine etkisi sadece kuyu açılması nedeniyle oluşan etkiyi fark edilmez kıldığı görülmektedir.



Şekil 12. Soğuk iç ve sıcak dış şeklinde iki bölge rezervuarda ısınsal gerilim dağılımı³³ (akış olmadan)

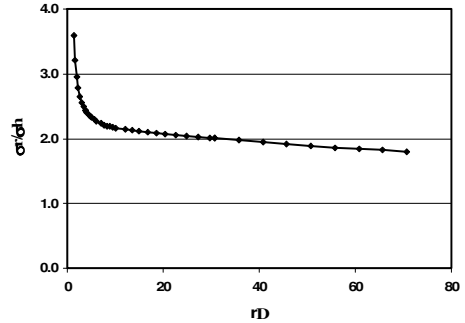
Bir başka durum ise kuyu açılması, sıcaklık değişimi ve piston etkili su itimi akışın olduğu şartlarda gerilim dağılımıdır. Şekil 13 de piston etkili su itimi enjeksiyon şartlarında ısı ayrımlı enjeksiyonun düşük sıcaklığının ve enjeksiyonun neden olduğu basınç artışının zıt etkiler oluşturduğunu görüyoruz. Bu arada basınç artışının düşük sıcaklığın etkisini tamamen örtemediği ancak özellikle kuyu yakın çevresinde çok büyük gerilim değişimlerine neden olduğunu görüyoruz.



Şekil 13. Isıl ayrımlı piston gibi ötelemenin ısınsal gerilime etkisi³³.

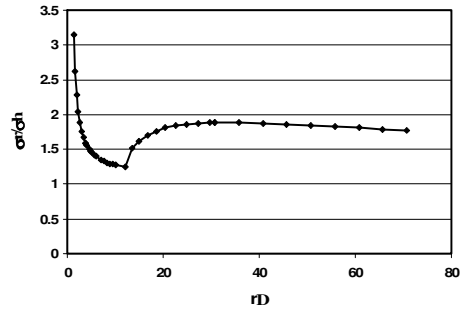
Gözenekli ortamda petrolün su itimi ile ötelenmesi genellikle piston tipi öteleme değil de cephesel ilerleme şeklinde olduğu için basıncın gerilim üzerine etkisinin cephesel ilerleme yöntemi ile hesaplanması daha gerçekçidir. Şekil 14 eş sıcaklıkta su enjeksiyonu için cephesel ilerleme yöntemi ile hesaplanan basınç yükselmesinin yol açtığı gerilim dağılımını göstermektedir. Burada eşsıcaklık enjeksiyonu varsayıldığı için sıcaklık

değişimi göz önüne alınmaz. Şekil 14 da görülen en belirgin özellik kuyu çeperi yakınında ortaya çıkan önemli ısınsal gerilim artışıdır.



Şekil 14. Cephesel ötelemenin ısınsal gerilime etkisi³³ (eş-sıcaklıklı enjeksiyon altında).

Son olarak ısı ayrımlı enjeksiyon ve cephesel ilerleme tipi ötelemenin göz önüne alındığı ısınsal gerilim dağılımı şekil 15 de görülmektedir. Sıcaklık ayrımı kuyu yakınındaki ısınsal gerilim dağılım değerlerini kısmen azalttığını ancak genel dağılım şeklinde bir değişim oluşturmadığını gözlemleyebiliriz. Ancak sıcaklık ayrımı rezervuarın enjeksiyon etkisiyle soğutulmuş kısmının ötesinde gerilim alanının yalnızca değerlerini değil dağılım şeklini de değiştirmiştir.



Şekil 15. Isıl ayrımlı ve cephesel ötelemeli enjeksiyonun ısınsal gerilime etkisi³³.

4 SONUÇLAR

Bu alan incelemesi makalesinde kaya mekaniği mühendisliğinin yeniden canlanışının iki ana nedeninden biri olan petrol jeomekaniğinin çalışma alanları özetlenmiş ve bu alanlar içinde üç önemli örneğin (kuyu duraysızlığı, hidrolik çatlatma ve ısı ayrımlı enjeksiyon) amaç ve temel kavramaları sunulmuştur.

Özellikle belirtilen üç alanın uygulamaları sadece petrol ve doğal üretim kuyularında olmayıp jeotermal üretim ve enjeksiyon ve karbondioksit ve doğal gaz depolama kuyuları içinde geçerlidir. O nedenle konunun yeraltı akışkan kaynaklar jeomekaniği olarak ele alınması da fayda vardır. Yeraltı akışkan kaynakları jeomekaniği konularının üniversiteler ve ArGe laboratuvarlarında bilimsel araştırmalarla çalışılması bu alana yeni bir ufuk açmaktadır. Ancak araştırmalardan elde edilen bilgilerin ders kitabı veya ders notu formatında yayınlanması da bu ufkun genişlemesi açısından önemli olacaktır. Jeomekanik dersinin sondaj, üretim ve kuyu tamamlama, ve rezervuar mühendisliği adaylarınca alınması saha uygulamalarının kolayca yapılabilmesi açısından önem taşımaktadır.

AD-DİZİNİ

C = özgül ısı kapasitesi, $(Btu/(ft^3 \cdot ^\circ F))$
 c = kompresibilite, psi^{-1}
 c_t = toplam kompresibilite, $= ct(S_w)$, psi^{-1}
 c_{io} =petrol bölgesi toplam kompresibilite, psi^{-1}
 $-Ei(-x)=\dot{U}$ stel integral,
 F_λ = toplam hareketlilik, $(\lambda_o + \lambda_w)/\lambda_{we}$, boyutsuz
 f_w =su kısmı akı oranı
 h =rezervuar kalınlığı, ft
 K_s =katı kısım bulk modülü, GPa
 K_D =kaya bulk modülü, GPa
 k = geçirgenlik, md
 k_{ro} =uç nokta petrol bağıl geçirgenliği, $k_{ro}(S_{wi})$
 k_{rwe} = uç nokta su bağıl geçirgenliği, $k_{ro}(S_{or})$
 M =mobilité oranı, $\lambda_{we}/\lambda_{oh}$
 p =basınç, psi
 p_D =boyutsuz basınç, $2\pi\lambda_{we}(p - p_i)/q$
 p_i =başlangıç rezervuar basıncı, psi
 p_n =yatar gerilime oranlı kuyu basıncı
 p_{wD} =boyutsuz kuyu basıncı, $p_D(1, t_D)$
 p_w =kuyu basıncı, psi
 q =enjeksiyon debisi, bbl/D
 r =yarıçap, ft
 r_D =boyutsuz yarıçap, r/r_w
 r_w =kuyu yarıçapı radius, ft
 S_w =su doygunluğu
 S_{wD} =boyutsuz su doygunluğu
 S_{or} =residual (kalan) petrol doygunluğu
 S_{wi} =başlangıç su doygunluğu T_D = dimensionless temperature, $T_D=(T-T_i)/(T_o-T_i)$
 T_o =enjeksiyon sıcaklığı, $^\circ K$
 T_i =başlangıç rezervuar sıcaklığı, $^\circ K$
 t =zaman, gün
 t_D =boyutsuz zaman, $\lambda_{oe}t/(\phi c_{io}r_w^2)$
 y =Boltzmann değişkeni, $r_D^2/(4t_D)$
 y_{BL} =Boltzmann değişkeni (r_{DBL} değeri için hesaplanmış)(i.e Buckley Leveret cephe noktası)
 α = bulk ısı genleşme katsayısı, $1/K$
 β = katı fazın bulk compressibilesine oranı
 ξ =benzeşim dönüşüm değişkeni $\pi^2 h\phi/q_t$
 η =difüvizivite oranı, $M(c_{io}/c_w)$

η_e =uç nokta difüvizivite oranı, $M(c_{io}/c_w)$
 λ =mobilité, md/cp
 λ_{oe} =uç nokta mobilité (petrol bölgesinde), md/cp
 λ_{we} =uç nokta mobilité (su bölgesinde), md/cp
 μ =akmazlık, cp
 ρ =yoğunluk, lbm/ft³
 σ_r =ışınal düzlem stresi, $MMPa$
 σ_θ =teğetsel düzlem stresi, $MMPa$
 σ_h =başlangıç yatay stres, $MMPa$
 ν =Poisson oranı
 Ψ = P ve T için kompozite genleşme potansiyeli
 ε =boyutsuz değişken, $qc_{io}/(2\pi\lambda_{oe}h)$

Alt-işaretler

BL Buckley Leveret
 D boyutsuz
 o petrol
 oc enjeksiyon sıcaklığında petrol
 oh rezervuar sıcaklığında petrol
 t toplam
 w su
 wc enjeksiyon sıcaklığında su
 wh rezervuar sıcaklığında su
 1 süpürülen bölge
 2 süpürülmemiş bölge zone

Üst-işaretler

' birinci türev
 " ikinci türev

KAYNAKLAR

1. von Karman. Th. 1911. Festigkeitsversuche unter allseitigem Druck. Zeit d Ver Deutscher Ing. 55 , 1749-1757
2. King, L.V. 1912. On the limiting strength of rocks under conditions of stress existing in the earth's interior. J. Geol. 20 , 119- 138
3. Ide J.M. 1936. Comparison of statically and dynamically determined Young's modulus of rock. Proc. Nat. Acad. Sci. 22 , 81- 92
4. Terzaghi, K., 1936 Foundations Engineering Presidential Address Proc. Of 1st Int. Conf. for Soil Mechanics and Foundations Engineering, Cambridge Mass. 22-23
5. Terzaghi, K. 1945. Stress conditions for the failure of saturated concrete and rock. Proc. Am. Soc. Test. Mater. 45 , 777-801
6. Hoek, E. 2007 Practical Rock Engineering, Ed.
7. Aydan, Ö., 2008, " New Directions of Rock Mechanics and Rock Engineering: Geomechanics and Geoengineering", ISRM International Symposium 2008, 5th Asian Rock Mechanics Symposium (ARMS5), 24-26 November 2008 Tehran, Iran.
8. Fjaer, E., Holt, R. M., Horsrud, P., Raaen, A. M and Risnes, R. 1992. Petroleum Related Rock Mechanics, Elsevier, (Second Ed. 2007)
9. Charlez, P. A. 1991 Rock Mechanics: Theoretical Fundamentals, Volume 1, Editions Technip 1991
10. Charlez, P. A. 1991 Rock Mechanics: Petroleum Applications, Volume 2, Editions Technip 1991
11. Gueguen, Y. And Bouteca, 2004. M. Mechanics of Fluid-Saturated Rocks, Academic Press, May 12, 2004

12. Nauroy, J.F., 2011. Geomechanics Applied to the Petroleum Industry Editions TECHNIP, 2011
13. Mark D. Zoback, M. D., 2010. Reservoir Geomechanics, Cambridge University Press, Apr 1,
14. Voitenko, V. S. , 1995. Applied Geomechanics in Drilling, A. A. Balkema,
15. Longuemare, P. , 2002. Geomechanics in Reservoir Simulation, Editions TECHNIP, Jan 1,
16. Aadnoy, B., and Looyeh, R. 2011. Petroleum Rock Mechanics: Drilling Operations and Well Design Gulf Professional Publishing
17. Valkó, P. And Economides, M. J., 1995. Hydraulic fracture mechanics, Wiley, Dec 14,
18. Detournay, E., 1993, A short course in--poroelasticity in rock mechanics: the 34th U.S. Symposium on Rock Mechanics, June 27-30, University of Wisconsin-Madison.
19. Bai, M. and Elsworth, D. 2000. Coupled Processes in Subsurface Deformation, Flow, and Transport, ASCE Publications,
20. Pijaudier-Cabot, G. And Pereira, J-M. 2013. Geomechanics in CO2 Storage Facilities, John Wiley & Sons,
21. Aadnoy, B., Cooper, I. , Miska S. Z., Mitchell, R. F. And Payne, M.L. 2011. Advanced Drilling and Well technology, Society of Petroleum Engineers (SPE),
22. Gaurina-medimurec, N., Matanović, D. and Pašić,b., 2007. "Wellbore Instability: Causes and Consequences, , Rudarsko-geološko-naftni zbornik Vol. 19 str. 87 - 98 Zagreb,
23. King, G.E. 2012. "Hydraulic Fracturing 101: What Every Representative, Environmentalist, Regulator, Reporter, Investor, University Researcher, Neighbor, and Engineer Should Know About Hydraulic Fracturing Risk, George E. King, Apache Corporation, paper SPE 152596, presented at SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference held in Woodland, Tx, USA 6-8 Feb.
24. Mohiuddin, M. A. 2013.:Geomechanics Applications to Drilling, Hydraulic Fracture Design, Completion Integrity and Reservoir Management, SPWLA –Kuwait Presentation, 15 January 2013.
25. Chandra, S. : Lectures on Rock Mechanics, Department of Civil Engineering, Indian Institute of Technology Kanpur, KANPUR, 208016 India, email: sarv@iitk.ac.in
26. Resende, R. : On the occasion of the 50th ISRM Anniversary Future Directions for Engineering Rock Mechanics ISRM presentation, Portugal, available at isrm.net/fotos/editor2/nl15/ricardoresende_future_for_er m.pdf
27. Zoback, M., 2012 Rock Mechanics/ Geomechanics Symposium, Am. Rock. Mech. Ass. (ARMA) 46th US Rock Mechanics Geomechanics Symposium Presentation
28. LACPEC-2007 Notes of a short course on petroleum rock mechanics, Module C: Hydraulic Fracture Behavior, M.B. Dusseault, Univ. of Waterloo
29. Osorio, J. G. Chen, H.Y, and Teufel, L.W. 1999.: "Numerical Simulation of the Impact of Flow Induced Geomechanical Response on the productivity of stress Sensitive Reservoirs," SPE 51929 presented at SPE Reservoir Simulation Symposium, Houston, Tx, 14-17 Feb.
30. Bratvold, R. B. and Horne, R. N. 1990: "Analysis of Pressure Fall Tests Following Cold Water Injection," SPE Formation Evaluation, (Sept. 1990) 293-302.
31. Bratvold, R. B. 1989: "An Analytical Study of Reservoir Pressure Response Following Cold Water Injection," Ph.D dissertation, Stanford University., Stanford CA (March, 1989)
32. Pope, G. A. 1980: " The application of fractional flow theory to enhance oil recovery", SPE Journal, (June 1980), 191-205.
33. Kocabas, I. 2007. "A new analytical model of geomechanics during nonisothermal injection, SPE paper #105119 proceedings of the 15th Middle East Oil&Gas Show and Conference held in Manama Bahrain, March 11-14, 2007.
34. Timoshenko, S. and Goodier, J. N, 1970. Theory of Elasticity. New York. McGraw Hill, 1970.
35. Haimson, B. and Fairhurst, C., 1967: "Initiation and Extension of Hydraulic Fractures in Rocks", Soc. Pet. Eng. J. (Sept., 1967), p. 310-318.
36. Bratli, R. K. and Risnes, R. 1981. "Stability and Failure of Sand Arches," Soc. Pet. Eng. J., April 1981, p.236-48.
37. Kocabas, I. 2006: " An Analytical Model of Temperature and Stress Fields During Cold Water Injection Into an Oil Reservoir," SPE Production & Operations (May 2006) 282-292.
38. Hojka, K., Dusseault, M. B. and Bogobowicz, A.D., 1993. "Analytical Solutions for Transient Thermoelastic Stress Fields around a Borehole during Fluid Injection into Permeable Media," J. Can. Pet. Tech., April 1993, Vol 32, No. 4. p. 49-57.
39. Barkve, T. 1989: "Nonisothermal Effects in Water injection Well Tests" SEPPE (June 1989) 281-286
40. Benson, S. M. and Bodvarsson, G.S. 1986: " Nonisothermal Effects During Injection fall off Tests," SPEPE (Feb. 1986) 53-63
41. Ramey, H.J. Jr. 1970: " Approximate Solutions for Unsteady State Liquid Flow in Composite Reservoir," J. Can. Pet. Tech. (Jan.-march 1970) 32-37.
42. Gringarten, A.C., Witherspoon, P. A. and Ohnishi, Y. 1975. "Theory of heat extraction from fractured hot dry rock, J. Geophysical Research, Vol. 80 Issue 8, 10 (March,) 1120-1124
43. Abdulraheem, A. 2006. Petroleum Rock Mechanics short course notes, KFUPM, 22-24 April
44. McMaster, 2010. The Bakken "A Non-Shale Shale Play" US China Oil and Gas Industry Forum presentation on behalf of ConocoPhillips, August

Afyonkarahisar İlinin Türkiye jeotermal enerji potansiyelindeki konumu üzerine güncel veriler

The current data about the status of Afyonkarahisar province in Turkey's geothermal energy potential

A. Yıldız, C. Başaran, & M. Bağcı

Afyon Kocatepe Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü ANS Kampüsü Afyonkarahisar

Y. Ulutürk

AFJET, Afyon Jeotermal Tesisleri Turizm, Sanayi ve Ticaret Anonim Şirketi Afyonkarahisar

ÖZET: Nüfus artışı, insanların yüksek hayat standardına duyduğu aşırı istekle doğru orantılı olarak enerji tüketimi de hızla artış göstermektedir. 2012 yılında Türkiye'nin yıllık enerji talebi 119.5 milyon TEP olarak gerçekleşmiş olup, bu enerji talebinin büyük bir bölümü ithal kaynaklardan karşılanmıştır. Türkiye'nin enerji ihtiyacında dışa bağımlılığın azaltılması, enerji ihtiyacının çevreye zarar vermeden ve ekonomik yollarla, yerli kaynaklardan sağlanabilmesi için jeotermal enerjinin kullanımının yaygınlaştırılması gerekmektedir. Yenilenebilir enerji kaynaklarının en önemlilerinden birisi olan jeotermal enerji açısından Türkiye önemli bir potansiyele sahiptir. Ülkemizin teorik jeotermal enerji potansiyeli yaklaşık 31500MWt olup, 2013 yılında, bu potansiyelin yaklaşık 7000MWt'luk bölümü görünür hale getirilmiştir. Türkiye'nin kurulu jeotermal enerji üretim kapasitesi 149MWe ve doğrudan kullanım kapasitesi ise 1812MWt'dur. Afyonkarahisar ilindeki jeotermal kaynakların büyük bir bölümü Akarçay Havzası içinde yer almakta olup, en önemli jeotermal alanlar Ömer-Gecek, Gazlıgöl, Hüdai, Heybeli ve İscehisar-Susuz bölgeleridir. Genel olarak tüm bu jeotermal bölgelerde turizm ve sera yatırımları oldukça fazladır. Diğer taraftan, Ömer-Gecek ve Hüdai bölgelerinden elde edilen termal sular merkezi konut ısıtma projelerinde de kullanılmaktadır. Afyonkarahisar ilindeki jeotermal sular kullanılarak, 23000 konut ve 910.000 m² sera ısıtılmakta ve 29200 yatak kapasiteli turizm tesisleri işletilmektedir. Bölgedeki jeotermal kaynakların sürdürülebilir kullanımının sağlanması için, yatırımların yoğun olduğu bölgelerde su dağıtımının tek elden ve kontrollü yapılması, reenjeksiyon uygulamasının yaygınlaştırılması gerekmektedir.

ABSTRACT: Energy consumption has been growing rapidly due to the population growth and peoples excessive desire to high living standards. In 2012, Turkey's annual energy demand is realized as 119.5 million TOE and a large part of the energy demand is imported from sources. It's necessary to expand the use of geothermal energy in order to reduce Turkey's energy dependency on imported sources and to supply energy requirement from domestic resources without harming the environment and economically. In terms of geothermal energy, as an one of the most important renewable energy sources, Turkey has significant potential. Estimated geothermal energy potential of Turkey is approximately 31500 MWt and about 7000 MWt of this potential has proven in 2013. Turkey's installed geothermal power generation capacity is 149 MWe and directly use capacity is 1812 MWt. A large part of the geothermal resources in Afyonkarahisar are located in Akarçay Basin and the most important geothermal fields are Ömer-Gecek, Gazlıgöl, Hüdai, Heybeli and İscehisar-Susuz regions. In general, tourism and greenhouse investments are quite high in all geothermal areas. Otherwise, these thermal waters drilled from Ömer-Gecek and Hüdai areas are also used in district heating projects. Using the geothermal waters in Afyonkarahisar, 23000 houses and 910.000 m² greenhouse are heated and the tourism facilities with a capacity of 29.200 beds are operated. The geothermal waters must be circulated in a controlled manner by a single authority and reinjection applications must be extended for sustainable usage of resources in areas where investments are intensive.

1 GİRİŞ

İnsan yaşamında enerji kullanımı önemli bir yer tutmaktadır. İnsanlar enerjiye sürekli ihtiyaç duymuşlar ve sahip olduğu enerji kaynaklarından olanakları ölçüsünde yararlanarak bu kaynakları geliştirmek için sürekli arayış içerisinde olmuşlardır. Bir enerji kaynağı olan jeotermal enerji başlangıçta sadece kaplıca amaçlı kullanılırken, günümüzde geniş kullanım olanakları sunan bir enerji türüne dönüşmüştür.

İlk çağlardan beri ilkel yollarla sağlık amaçlı olarak yararlanılan doğal sıcak su kaynakları ilk defa 1827 yılında İtalya'da asit borik elde etmek amacıyla değerlendirilmiştir. Daha sonra 1904 yılında Larderello (İtalya) yöresinde yine ilk defa jeotermal buhardan elektrik üretimine başlanmış ve 1912 yılında gücü KWe (kilowatt elektrik) olan ilk turbo jeneratör kurulmuştur. 1930'lu yıllarda ise jeotermal enerji İzlanda'nın Reykjavik kentinde ısıtma amacıyla kullanılmaya başlanmıştır. 1949 yılında Yeni Zelanda Wairakei sahasında turistik bir otele sıcak su temini amacıyla başlanan sığ sondajlara daha sonra, elektrik elde edebilmek amacıyla devam edilmiş ve 1954 yılında 200 MWe elektrik kapasiteli bir santral kurulmuştur. 1960'da Amerika'da, 1961'de Meksika'da ve 1966'da Japonya'da santraller kurularak jeotermal enerjinin kullanımı dünya çapında yayılmıştır.

Petrol rezervinin 40-45 yıl, doğalgaz rezervinin 60-67 yıl, kömür rezervinin 240-250 yıl gibi bir sürede tükeneceğini tahmin edilirken fosil yakıtlara olan ihtiyacın giderek artması ve artan ihtiyaca karşılık veremeyen sınırlı enerji kaynakları nedeniyle günümüzde yenilenebilir enerjiye olan ilgi ve ihtiyaç giderek artmaktadır. Jeotermal kaynaklar açısından dünyanın ilk 10 ülkesi arasında bulunan Türkiye'de, konut ve sera ısıtmacılığı, termal turizm, elektrik ve kuru buz üretiminde kullanılan jeotermal enerji, fosil yakıt rezervlerinin giderek azaldığı günümüzde, temiz ve güvenli bir alternatif enerji niteliği taşıması nedeniyle oldukça önem taşımaktadır. Kömür, petrol, doğalgaz, bitümlü şist, nükleer enerji kaynaklarına göre çok daha uzun ömürlü olması, yok denecek kadar az çevre sorunlarına neden olması, pratikte beslenme devam ettikçe ve uygun kullanım koşulları altında jeotermal kaynakların sınırsız olması gibi nedenler jeotermal enerjinin önemini oldukça arttırmaktadır. Bu çalışma

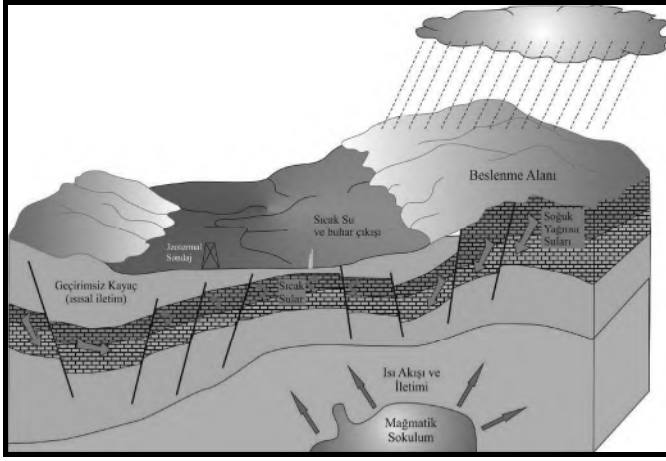
Türkiye'nin önemli jeotermal alanlarından birisi olan Afyonkarahisar ilinin jeotermal potansiyeli ve Türkiye jeotermal enerji potansiyeline göre durumunun güncel veriler ışığında değerlendirilmesi amacıyla yapılmıştır.

2 JEOTERMAL ENERJİNİN OLUŞUMU VE SINIFLANDIRILMASI

2.1 Jeotermal enerjinin oluşumu

Jeotermal enerji; yer kabuğunun, çeşitli derinliklerinde bulunan birikmiş ısının oluşturduğu, sıcaklıkları bölgesel atmosferik sıcaklıkların üzerinde olan, normal yer altı ve yer üstü sularına göre daha fazla erimiş mineral, tuz ve gaz içeren sıcak su ve buhar olarak tanımlanabilir (Jeotermal, 2007; Koçak, 2009). Bazı alanlarda bulunan sıcak kuru kayalar da akışkan içermemesine rağmen jeotermal enerji kaynağı olarak kabul edilmektedir.

"Jeotermal Sistem" terimi ise geniş anlamda yer kabuğundaki ısı transfer sistemini anlatmak için kullanılmaktadır (Koçak, 1987). Devirli bir jeotermal sistem; ısı kaynağı, ısıyı taşıyan akışkan (beslenme), akışkanı bünyesinde barındıran rezervuar kayaç ve ısının kaybını önleyen örtü kayaç gibi 4 önemli parametreden oluşmaktadır. Radyoaktif element bozunmaları, ekzotermik kimyasal tepkimeler, faylanmalar sonucu oluşan sürtünme enerjisi, faylar ve kırıklar boyunda magmadan çıkan sıcak gazların akifer içine sızması gibi jeotermal gradyanı arttıran faktörler ile birlikte, yer kabuğunun incelenmesine bağlı olarak magma yükselimi ve genç magmatik sokulumlar gibi etkenler jeotermal sistem için ısı kaynaklarını oluşturmaktadır. Bu etkenlere bağlı olarak yerin derinliklerine inildikçe sıcaklık artar (Şahinci, 1987). Kırık ve çatlaklar boyunca yer altına süzülen meteorik sular derinlerde ısındıktan sonra yoğunlukları azalır ve konveksiyonel bir şekilde yeryüzüne yükselerek gözenekli ve geçirimli olan rezervuar kayaç içinde birikirler. Bu suların bir kısmı fay hatları boyunca yükselerek yeryüzüne ulaşırlar ve jeotermal kaynakları oluştururlar. Üzeri geçirimsiz bir örtü kaya ile kuşatılan ve çoğu zaman yeryüzüne ulaşmayan rezervuar kaya içerisindeki jeotermal akışkan sondaj çalışmalarıyla yüzeye çıkarılır (Şekil 1).



Şekil 1. Jeotermal sistem modeli.

2.2 Jeotermal sistemlerin sınıflaması

Jeotermal sistemlerin ortak özelliklerini başında içerdikleri akışkanın kökeni gelir. Buna göre jeotermal sistemler magmatik kökenli, fosil kökenli ve meteorik kökenli akışkana sahip sistemler olarak 3 bölüme ayrılmaktadır (Şahinci, 1987).

Mağmatik kökenli akışkana sahip sistemlerde, akışkanın kökenini magmatik (juvenil) olduğu varsayılır. Ancak jeotermal sisteme ulaşan magmatik kökenli akışkan miktarı %1'den daha azdır (Şahinci, 1987). Fosil kökenli akışkana sahip sistemler ise; jeolojik devirler boyunca çökelen deniz tortulları içerisinde hapsolan suyun metamorfizma etkisi ile kaya ve minerallerden atılması ve hazne kaya içerisinde birikmesi olarak tanımlanır (Şahinci, 1987). Günümüz jeotermal sistemlerinin çok büyük bir çoğunluğunu ise Meteorik (devirli) Sistemler oluşturmaktadır. Bu sistem meteorik suların yer altında ısınıp tekrar yüzeye erişmesi şeklinde basitçe tanımlanabilir.

Jeotermal sistem sınıflandırmasında kullanılan diğer bir önemli parametre ise sıcaklıktır. Genel olarak jeotermal gradyanın kilometrede 10-40 °C arasında olduğu sistemler termal olmayan sistemler, sıcaklığın kilometrede yaklaşık 70 °C olduğu sistemler semitermal sistemler ve sıcaklığın termal olmayan alanlardan birkaç kez daha fazla olduğu sistemler ise hipertermal sistemler olarak tanımlanmaktadır (Şahinci, 1987). Sıcak su ve buharın egemen olduğu bu hipertermal bölgelerde rezervuar kayaç sıcaklığı 70 °C'den az ise düşük entalpili, sıcaklık 70-150 °C arasında ise orta

entalpili ve sıcaklık 150 °C'den fazla ise yüksek entalpili jeotermal sahalar olarak adlandırılmaktadır.

3 TÜRKİYE'NİN JEOTERMAL ENERJİ POTANSİYELİ

3.1 Türkiye'de jeotermal arama faaliyetleri

Türkiye'de jeotermal arama faaliyetleri 1960'lı yıllarda Maden Tetkik Arama (MTA) Genel Müdürlüğü tarafından başlatılmıştır. 1968 yılında yüksek sıcaklıklı jeotermal saha olan Kızıldere Sahası keşfedilmiştir. Orta sıcaklıklı sahalar olarak değerlendirilen Balçova ve Seferihisar Sahaları 1960 ve 70'lerde bulunmuştur. Diğer yüksek sıcaklıklı saha, Germencik ve orta sıcaklıklı sahalar olarak kabul edilen Salavatlı ve Simav sahaları ise 1980'lerde keşfedilmiştir.

3.2 Türkiye jeotermal alanlarının jeolojisi, dağılımı ve potansiyeli

Ülkemiz Dünyanın en önemli jeotermal kuşaklarından birisi olan Alp-Himalaya jeotermal kuşağı üzerinde yer almakta olup, yüksek jeotermal potansiyele sahiptir. Genç tektonizma ve volkanizma etkilerinin yoğun bir şekilde gözlemlendiği ülkemizde yaklaşık 1000 adet doğal çıkış halinde sıcak su ve doğal mineralli su kaynağı bulunmaktadır. Bunlardan 170 adedinin sıcaklığı 40°C'nin üzerindedir. Bu kaynakların % 79'u Batı

Anadolu'da (Denizli, Aydın, İzmir, Çanakkale, Afyonkarahisar, Kütahya vb.), % 8,5'i Orta Anadolu'da, % 7,5'i Marmara Bölgesinde, % 4,5'i Doğu Anadolu'da ve % 0,5'i diğer bölgelerde yer almaktadır (Şekil 2). Jeotermal kaynaklarımızın % 94'ü düşük ve orta sıcaklıklı olup, doğrudan uygulamalar (ısıtma, termal turizm, mineral eldesi v.s.) için uygun olup, % 6'sı ise dolaylı uygulamalar (elektrik enerjisi üretimi) için uygundur (Çizelge 1). Ülkemizin jeotermal ısı potansiyeli yaklaşık 31.500 MW termal olarak kabul edilmektedir (Dağıstan, 2008). 2013 yılı itibarıyla Türkiye'de bütün keşfedilmiş jeotermal oluşumlar değerlendirilerek Türkiye'nin tahmini

görünür kapasitesi yaklaşık 7000MWt (potansiyelin %22'si) olarak belirlenmiştir (Anonim, 2013). Genel olarak Türkiye jeotermal enerji bakımında Avrupa'da birinci, dünyanın ise yedinci ülkesi konumundadır (Basel et al., 2009). 2013 yılı itibarıyla Türkiye'nin kurulu jeotermal enerji üretim kapasitesi 149MWe ve doğrudan kullanım kapasitesi ise 1812MWt'dur (Anonim, 2013). Bu değer 805MWt'u konut ısıtmacılığı (89443 konut eşdeğeri), 507MWt'u seraların ısıtılmasında (2,97milyon m²) ve yaklaşık 500MWt'u ise balneolojik uygulamalarda kullanılmıştır.



Şekil 2. Türkiye'deki önemli jeotermal alanlar (Anonim, 2012).

Çizelge 1. Türkiye'deki yüksek sıcaklıklı jeotermal sahaların sıcaklık ve tahmini güçleri (Kılıç ve Kılıç, 2013).

Jeotermal Saha	Sıcaklık (°C)	2013 Tahmini Değerleri (MWe)
Denizli-Kızıldere	200-242	80
Aydın-Germencik	200-232	130
Manisa-Alaşehir	213	15
Manisa-Salihli	182	15
Çanakkale-Tuzla	174	80
Aydın-Salavatlı	171	65
Kütahya-Simav	162	35
İzmir-Seferihisar	153	35
Aydın-Sultanhisar	145	20
Aydın-Yılmazköy	142	20
İzmir-Balçova	136	5
İzmir-Dikili	130	30
Afyon-Merkez	125	3
TOPLAM		553

Ülkemizdeki jeotermal alanların dağılımı aşağıda verilmiştir (Serpen et al., 2010):

a) Ege Sahil Bölgesi: Seferihisar, Çeşme, Balçova, Aliğa, Dikili-Bademli, Edremit, Tuzla ve Kestanbol

b) Menderes Masifi ve Batı Anadolu Grabenleri:

*Büyük Menderes Grabeni: Aydın-Germencik, Yılmazköy, İmamköy, Serçeköy, Salavatlı, Pamukören, Kızıldere, Yenice, Gölemezli jeotermal alanları.

*Gediz Grabeni: Manisa, Salihli-Kurşunlu, Caferebeyli ve Sart, Turgutlu-Urganlı, Alaşehir-Kavaklıdere jeotermal alanları

*Dikili-Bergama Grabeni: Dikili-Kaynarca ve Bergama jeotermal alanları

*Simav Grabeni: Simav, Şaphane ve Gediz-Abide jeotermal alanları

c) İç Anadolu Jeotermal Alanları: Afyonkarahisar, Kapadokya, Kırşehir, Kozaklı, Kızılcahamam

d)Doğu Anadolu Jeotermal Alanları: Nemrut Kalderası, Erciş-Zilan ve Diyaradin

e)Kuzey Anadolu Fay Zonundaki Jeotermal Alanlar: Erzincan, Çerkeş, Bolu, Adapazarı-Akyazı, Bursa, Çekirge-Kükürtlü, Gönen.

4 AFYONKARAHİSAR İLİNİN JEOTERMAL ENERJİ POTANSİYELİ

Afyonkarahisar ili Batı Anadolu'da yer alan en önemli jeotermal sahalardan biri olmakla birlikte bölgedeki jeotermal kaynakların oluşumunda, jeolojik yapının ve tektonik hareketler sonucu oluşan fay hatlarının etkisi büyüktür. Bölgedeki jeotermal kaynakların büyük bir bölümü Akarçay Havzası içinde yer almakta olup, jeotermal kaynaklar KB-GD doğrultulu Akşehir-Simav Fay Sistemi (ASFS)'ne ait fay segmentleri boyunca yeryüzüne ulaşmaktadır. Bölgedeki jeotermal kaynaklar genellikle düşük-orta entalpili akışkanlar olup il sınırları içinde sıcaklığı 30°C üzerinde toplam beş adet jeotermal saha bulunmaktadır (Şekil 3).



Şekil 3. Afyonkarahisar ili jeotermal alanları.

Afyonkarahisar İli jeotermal alanlarının lokasyonları ve jeolojik yapıları birbirine benzerlik göstermektedir. Miyosen yaşlı volkanizma ürünlerinin yer altındaki uzanımları ve yüksek jeotermal gradyan bölgede yer alan sular için ısı kaynağıdır. Paleozoyik yaşlı Afyon metamorfiklerine ait şist-fillit türündeki kayalar genellikle temel kayaç özelliği sunarken, mermerler ve Anadolu karbonat platformuna ait rekristalize kireçtaşları bölgedeki sıcak sular için rezervuar kayaç özelliğindedir. Aynı şekilde tüm bölgelerde Pliyosen-Miyosen yaşlı sedimanter kayalar ve alüvyon örtü kayaç özelliği sunmaktadır. Bölgede yer alan sahaların tamamı meteorik (devirli) sistemler olup, Afyonkarahisar

ilindeki önemli jeotermal alanların özellikleri aşağıda verilmiştir.

a) Ömer-Gecek jeotermal sahası: Afyonkarahisar'ın 20km kuzeybatısında Afyonkarahisar-Kütahya karayolu üzerinde bulunan sahada sıcaklıkları 45-125°C arasında değişen Na-Cl-HCO₃ bileşimli termal sular bulunmaktadır (Ulutürk, 2009). Bölgede önceden yapılan çalışmalarda KB-GD yönlü Araplı dere fayının jeotermal akışkanı yeryüzüne taşıyan en yüksek geçirimli bölge (upflow zone) olduğu anlaşılmıştır. Sahada farklı derinliklerde açılmış 30 adet kuyudan maksimum 700 ton/saat akışkan üretilmektedir. Bu kuyuların 21'i üretim, 4'ü reenjeksiyon ve 5'i ise gözlem kuyusu olarak kullanılmaktadır. Bölgeden üretilen jeotermal akışkanların %90'ı reenjekte edilmektedir. Ömer-Gecek Bölgesinde reenjekte edilen suyun sıcaklığı yaklaşık 58°C'dir.

Afyon Kocatepe Üniversitesi Jeotermal-Mineralli Sular ve Maden Kaynakları Uygulama ve Araştırma Merkezi (JUAM) Müdürlüğü tarafından yürütülen çalışmalar sonucunda Ömer-Gecek bölgesindeki jeotermal sistemin dar bir alanda sınırlı kalmadığı ve havzanın güneye ve doğuya doğru devam ettiği ve iletken zonun tabanının 1600m'ye kadar ulaştığı belirlenmiştir. Bölgenin tektonik yapısının bir sonucu olarak havza güneye ve doğuya doğru derinleşmektedir (Yıldız vd., 2011a; Erdoğan vd., 2011). Bölgede AFJET A.Ş. tarafından yapılan sondaj çalışması da bunu desteklemektedir.

Bu jeotermal akışkanının önemli bir bölümü 15.000 adet (1.500.000 m²) konutun ısıtılmasında, geriye kalan kısmı ise yaklaşık 10000 yatak kapasiteli termal otellerde (şuan 6000) ve 500.000 m² jeotermal seralarda kullanılmaktadır. Ayrıca bölgede AFJET şirketinin çamaşır kurutma ve elektrik santrali kurulması gibi yatırım planları bulunmaktadır.

b) Gazlıgöl (İhsaniye) jeotermal sahası: Bölge, Afyonkarahisar'ın 25km kuzeyinde, Afyonkarahisar-Eskişehir karayolu üzerinde yer almakta olup, kuzeyde İhsaniye ilçesi, doğuda Bozhüyük, güneyde Yarımcı gibi alanları içine almaktadır. Paleozoyik birimler içinde sert yapılu kuvarsitler termal akışkanın rezervuar kayacını oluşturmaktadır. Sahadaki en önemli tektonik hat yaklaşık 5 km uzunluğunda, KB-GD ve K-G yönlü Gazlıgöl fayıdır. Jeotermal gradyanın yüksek olduğu sahada meteorik kökenli sular çatlak ve kırıklardan süzülerek rezervuar kayaca ulaşmaktadır. Burada ısınan ve rezervuar-su arasındaki tepkimelerle kimyasal kompozisyonu

değişen jeotermal akışkan fay ve çatlaklar boyunca yüzeye çıkmaktadır. Ömer-Gecek bölgesinden farklı olarak bu bölgede sıcaklığı 40-50 °C olan sığ zonlar ile, 60-83°C olan geçiş zonundan söz etmek mümkündür. Mevcut saha içinde derinliği 55-800m arasında değişen 56 adet kuyudan yaklaşık 266 lt/sn termal su çekilmektedir. Bölgedeki sular Gazlıgöl ve Yaylabacı bölgelerindeki toplam 19500 yatak kapasiteli termal tesislerde kullanılmaktadır. Akan (2002), bölgedeki jeotermal suların Na ve HCO₃ bakımından zengin bir bileşime sahip olduğunu belirtmiştir. Kontrolsüz ve birbirine çok yakın olarak açılan bu kuyular kuyu tekniğine uygun açılmamıştır. Bu nedenle jeotermal akiferde basınç azalmakta ve sıcaklık giderek düşmektedir. Açılan bütün kuyular sağlık turizmi amaçlı olduğu ve üretilen suyun reenjeksiyonu yapılamadığı için rezervuar hızla tüketilmektedir. 2013 yılında bölgede başlatılan proje kapsamında Gazlıgöl ve Yaylabacı bölgelerindeki termal tesislere jeotermal suyun tek elden verilmesi için, çalışmalar başlanmış olup, söz konusu proje, bölgedeki jeotermal sistemin sürdürülebilir kullanımı açısından büyük önem taşımaktadır.

MTA Genel Müdürlüğü tarafından yapılan çalışmalarda bölgenin bazı kesimlerinde 900-1500m arasındaki derinliklerde düşük öz dirençli alanlar belirlenmiş olup, bu alanların derin jeotermal yapıyı araştırmaya uygun jeofizik yöntemlerle araştırılması önerilmiştir.

c) Hüdai (Sandıklı) jeotermal sahası: Hüdai jeotermal sahası Afyonkarahisar'a 60km, Sandıklı'ya ise 15 km mesafede olup, sahada temeldeki metamorfik kayalarından kuvarsitler ikincil permeabiliteleri nedeniyle önemli bir rezervuar kayaç özelliği göstermektedir. Akan vd. (2008)'e göre, inceleme alanında Mesozoyik yaşlı Derealanı şisti ve Neojen yaşlı Sandıklı Formasyonuna ait volkanik kayaçların düşük geçirimsizliğe sahip olmasından dolayı bölgedeki jeotermal sistem için uygun bir örtü kayaç özelliği göstermektedirler. Ancak bölgedeki hidrotermal sistem, rezervuar kayaçlarının yüzeyde yer aldığı ve örtü kayacın bulunmadığı bir horstun kenarında yer almaktadır (Yıldız vd., 2012). Sahada derinlikleri 49-1232 m arasında değişen 26 tane sıcak su kuyusu açılmıştır. Kuyulardan elde edilen suların sıcaklığı 66.8-80 °C, EC'si 2050-2340 (µS/cm) ve pH'ı 6.52-6.91 arasında değişmektedir. Bölgede yapılan çalışmalarda sıcak suların aynı kökenli oldukları, dolayısı ile aynı rezervuardan geldikleri belirlenmiştir (Akan ve Süer, 2008).

JUAM Müdürlüğü ile Ankara Üniversitesi Jeofizik Mühendisliği Bölümü'nün ortaklaşa yürüttüğü çalışmalarda, alüvyon örtü altında Sandıklı Fay sistemine ait olan ve jeotermal akışkanın taşınmasını sağlayan gömülü faylar belirlenmiştir. Ayrıca Hüdai Kaplıcası yakınlarında açılan sondajların bölgedeki horstun kenarında kaldığı ve jeotermal akışkanı barındıran iletken zonun tabanının sahanın GD'sundan doğusuna doğru 1600m'ye kadar uzandığı görülmüştür. Yapılan çalışmada jeotermal havzanın GD'ya doğru genişletilmesinin faydalı olacağı sonucuna varılmıştır (Yıldız vd., 2012).

Sandıklı jeotermal sahasından elde edilen jeotermal akışkanlar 8000 konutun ısıtılmasında, 3500 yatak kapasitesine sahip termal otellerde ve 310.000 m² jeotermal serada kullanılmaktadır.

d) Heybeli (Bolvadin) jeotermal sahası: Bölge, Afyonkarahisar'ın 25 km doğusunda ve Afyonkarahisar-Konya karayolu üzerinde bulunmaktadır. Sahadaki temel kayalar Paleozoyik yaşlı metamorfittir. Senozoyik yaşlı konglomera, kumtaşı, kireçtaşı ve marn gibi sedimanter kayaçlarla andezit ve trakiandezit bileşimli volkanik kayaçlar sahadaki genç birimleri oluşturur. Derinlere süzülen meteorik kökenli sular, ısıtıcı kütle tarafından ısıtıldıktan sonra KB-GD doğrultulu eğim atımlı faylarla yüzeye kadar ulaşmaktadır. Bu tektonik hat, önceki çalışmalarda Heybeli fay grubu olarak isimlendirilmiştir. Sahada yaklaşık 250m derinliklerde açılmış 9 adet sondaj kuyusundan 189 lt/sn akışkan üretilmekte ve genellikle düşük entalpili (35-60°C), Na-Ca-HCO₃-SO₄ bileşimli akışkan elde edilmektedir. (Başaran vd., 2012). Bölgede İller Bankası ve özel kuruluşlar tarafından yapılan çalışmalarda ikinci rezervuarın varlığından söz edilmiş ve kuyuların derin açılması tavsiye edilmiştir.

JUAM Müdürlüğü ile Ankara Üniversitesi Jeofizik Mühendisliği Bölümü'nün ortaklaşa yürüttüğü çalışmalarda, jeotermal akışkanı barındırdığı düşünülen üç farklı iletken zon belirlenmiştir. Heybeli Kaplıcası'nın bulunduğu iletken zon yaklaşık 2km genişliğinde ve 1600m derinliğindedir. Çalışmalar sonucunda bölgede açılacak derin sondajlarla kaplıcanın bulunduğu havzanın geliştirilmesi gerektiği ve belirlenen 3 iletken zonda detaylı çalışmaların yapılması gerektiği ifade edilmiştir (Yıldız vd., 2011b).

Bölgeden elde edilen jeotermal akışkan 200 yatak kapasiteli Heybeli Termal Kaplıcası ile 100.000 m² jeotermal serada kullanılmaktadır.

e) İscehisar-Susuz jeotermal alanı: Saha Afyonkarahisar'ın 25 km kuzeyinde Afyonkarahisar-Ankara karayolu üzerinde olup, Afyonkarahisar'ın yeni jeotermal sahasıdır. Sahanın temelini Paleozoyik yaşlı Afyon metamorfikleri oluşturmaktadır. Formasyon, Çobanlar şisti ve İscehisar mermerlerinden meydana gelir. Orta-Üst Miyosen yaşlı Seydiler tüfü metamorfik kayaların üzerine uyumsuzlukla gelmektedir. Tortul tabakalar şeklindeki Seydiler diyatomi tüfle ardalanmalı olarak bulunur. Çalışmaya konu olan Üst Miyosen yaşlı Ağın andeziti, Seydiler tüfü üzerinde yer almaktadır. İnceleme alanının en genç birimi ise alüvyondur. Bu sahadaki jeotermal ve mineralli su kuyuları İscehisar ilçesinde açılmıştır. Bölgede özel şirketlerin maden suyu, sera ve turizm tesisleri kurma çalışmaları devam etmektedir.

5 SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Ülkemizde bugüne kadar 100 civarında sıcak su ve doğal mineralli su kaynağı bulunmakta olup, bunların 170 tanesinin sıcaklığı 40°C'nin üzerindedir. Bu kaynakların %79'u Batı Anadolu'da, %8,5'i Orta Anadolu'da, %7,5'i Marmara Bölgesi'nde, %4,5'i Doğu Anadolu'da ve %0,5'i diğer bölgelerde bulunmaktadır. Ülkemiz zengin bir jeotermal potansiyele sahiptir. Bu potansiyel yaklaşık 31.500 MW olup, bu potansiyelin yaklaşık 7000MWt'luk (%22) bölümü görünür hale getirilmiştir. 2013 yılı itibariyle Türkiye'nin kurulu jeotermal enerji üretim kapasitesi 149MWe ve doğrudan kullanım kapasitesi ise 1812MWt'dur. Bu değer 805MWt'u konut ısıtımıcılığı (89443 konut eşdeğeri), 507MWt'u seraların ısıtılmasında (2.97milyon m²) ve yaklaşık 500MWt'u ise balneolojik uygulamalarda değerlendirilmiştir. Türkiye'de jeotermal enerji kullanımıyla paralel olarak, 2023 yılına kadar jeotermal enerji kurulu güç 600MWe'ye çıkması beklenmektedir.

Afyonkarahisar ilindeki jeotermal kaynakların büyük bir bölümü Akarçay Havzası içinde yer almakta olup, jeotermal kaynaklar KB-GD doğrultulu Akşehir-Simav Fay Sistemi (ASFS)'ne ait fay segmentleri boyunca yeryüzüne ulaşmaktadır. Paleozoyik yaşlı Afyon metamorfiklerine ait şist-fillit türündeki kayalar genellikle temel kayaç özelliği sunmakta, mermerler ve Anadolu karbonat platformuna ait rekristalize kireçtaşları bölgedeki sıcak sular için rezervuar kayaç özelliğindedir. Aynı şekilde tüm

bölgelerde Pliyosen-Miyosen yaşlı sedimanter kayaçlar ve alüvyon örtü kayaç özelliği sunmaktadır. Bölgede yer alan sahaların tamamı meteorik (devirli) sistemlerdir.

Ömer-Gecek, Gazlıgöl, Hüdai, Heybeli ve İscehisar-Susuz bölgeleri Afyonkarahisar ilinin en önemli jeotermal alanlarıdır. Bunlardan İscehisar-Susuz bölgesi haricindeki diğer dört bölgede jeotermal yatırımlar oldukça fazladır. Ömer-Gecek ve Hüdai bölgeleri merkezi konut ısıtılması uygulamalarıyla ön plana çıkarken, dört bölgede de turizm tesisleri ve jeotermal sera yatırımları dikkati çekmektedir.

Ömer-Gecek Bölgesinde AFJET A.Ş. tarafından 3MWe kapasitesinde santral kurma çalışmaları devam etmektedir. İscehisar-Susuz Bölgesi'nde maden suyu, sera ve turizm tesisi kurmak için özel şirketlerin faaliyetleri bulunmaktadır. Afyonkarahisar ilindeki jeotermal kaynakların sürdürülebilir kullanımını sağlamak için, yatırımın yoğun olduğu bölgelerdeki jeotermal su dağıtımının tek elden ve kontrollü bir biçimde yapılması ve reenjeksiyon uygulamasının yaygınlaştırılması gerekmektedir. Ayrıca Afyonkarahisar ilinin jeotermal potansiyelinin gerçek anlamda belirlenebilmesi için, mevcut jeotermal alanlar merkez kabul edilecek şekilde oluşturulacak bir çalışma programıyla Akarçay Havzasının jeolojik, hidrojeolojik ve jeofizik özelliklerinin detaylı bir biçimde araştırılması büyük önem taşımaktadır.

6 KAYNAKLAR

- Akan, B., 2002. Afyon Ömer-Gecek Su Akiferi Hidrojeolojik Modeli, Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Hidrojeoloji Anabilim Dalı Doktora Tezi, 90s. Ankara.
- Akan, B. ve Süer, S., 2008. Afyonkarahisar ilinde yer alan jeotermal sahaların incelenmesi. Termal ve Maden Suları Konferansı Bildiriler Kitabı, 92-100, Afyonkarahisar.
- Anonim, 2012. Türkiye jeotermal enerji potansiyeli. <http://www.mta.gov.tr>
- Anonim, 2013. 2014 yılı bütçe sunumu. Enerji ve Tabii Kaynaklar Bakanlığı, Strateji Geliştirme Daire Başkanlığı, 106s. Ankara.
- Basel, E.D.K., Serpen, U. and Satman, A., 2009. Assessment of Turkey Geothermal Resources. 34th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford, California.
- Başaran, C., Gökgöz, A., Yıldız, A., Bağcı, M., ve Ulutürk, Y., 2012. The Comparison of Hydrogeochemical Properties in Ömer-Gecek and Heybeli (Afyonkarahisar) Geothermal Waters, International Earth Science Colloquium on the Aegean Region Bildiriler Kitabı, 223, İzmir.
- Dağıstan, H., 2008. Yenilenebilir enerji ve jeotermal kaynaklarımız. Termal ve Maden Suları Konferansı Bildiriler Kitabı, 11-23, Afyonkarahisar.

- Erdoğan, E., Yıldız, A., Candansayar, M.E., Bağcı, M., Başaran, C., Ulutürk, Y., Türker, E., Çonkar, F., 2011. Ömer-Gecek havzasının (Afyonkarahisar) jeotermal yapısının manyetotellürik ve doğru-akım öz direnç yöntemleri ile belirlenmesi. 64. Türkiye Jeoloji Kurultayı Bildiri Özleri Kitabı, s.105-106, Ankara.
- Jeotermal, 2007. Jeotermal kaynaklar ve doğal mineralli sular kanunu. 13s, Ankara.
- Kılıç, F.Ç. ve Kılıç M.K., 2013. Jeotermal enerji ve Türkiye. Mühendis ve Makina, 54-639, 45-56.
- Koçak, A. 1987. Jeotermal Sistemler ve Hidrolojik Modelleme. Ulusal I. Hidrojeoloji Sempozyumu, 29-36, Ankara.
- Koçak, A., 2009. Jeotermal sistemler ve detay jeotermal etüt çalışmaları. T.M.M.O.B. Jeoloji Müh. Odası Jeotermal Kaynaklar ve Doğal Mineralli Sular Eğitim Semineri, 71s, Ankara.
- Satman, A., 2007. Türkiye'nin jeotermal enerji potansiyeli. Jeotermal Enerji Semineri, 157-172, Ankara.
- Serpen, Ü., Aksoy, N. ve Öngür, N., 2010. 2010 present status of geothermal energy in Turkey. Proceedings, Thirty Fifth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, 7p., USA.
- Şahinci, A., 1987, Jeotermal Sistemler ve Jeokimyasal Özellikleri. Dokuz Eylül Üniversitesi, Müh. Mim. Fak. MM/JEO-87 EY 124, İzmir.
- Ulutürk, Y., 2009. Ömer-Gecek (Afyonkarahisar) dolayının jeolojisi ve suların kökensel yorumu. Doktora Tezi, Süleyman Demirel University, 180s. Isparta.
- Yıldız, A., Candansayar, M.E., Bağcı, M., Türker, E., Ulutürk, Y., Gökgöz, A., Erdoğan, E., Başaran, C., ve Çonkar, F.E., 2011a. Afyonkarahisar ilinin jeotermal potansiyelinin araştırılması. AKÜ BAPK Projesi, 146s, Afyonkarahisar.
- Yıldız, A., Candansayar, M.E., Bağcı, M., Türker, E., Erdoğan, E., Başaran, C., ve Çonkar, F.E., 2011b. Afyonkarahisar ili, Değirmendere ve Gözsüzlü Köyleri ile Çobanlar ilçesi arasında kalan bölgede yapılan jeotermal alan ön etüt raporu. AKÜ Döner Sermaye Projesi, 52s, Afyonkarahisar.
- Yıldız, A., Candansayar, M.E., Bağcı, M., Erdoğan, E., Başaran, C., ve Çonkar, F.E., 2012. HASPAK Tarım Gıda ve Paketleme Hiz. San. Tic. Ltd. Şti'ne ait Afyonkarahisar ili, Sandıklı ilçesinde Bulunan Ruhsatlı Alanın Jeotermal Yapısının Manyetotellürik Yöntemle Araştırılması, AKÜ Döner Sermaye Projesi, 44s, Afyonkarahisar.

2. BÖLÜM

2. CHAPTER

KAYA MEKANİĞİ TESTLERİ

ROCK MECHANIC TESTS

Schmidt çekici sertliği ile P dalga hızı ve tek eksenli basınç dayanımı arasındaki ilişkilerin araştırılması

Investigation of the relationship of Schmidt Hammer hardness with P-wave velocity and uniaxial compressive strength

K. Karaman & A.Kesimal

Karadeniz Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, Trabzon

ÖZET: Bu çalışmanın amacı Schmidt çekici sertlik değerleri (SÇS) ile tek eksenli basınç dayanımı (TEBD), P-dalga hızı (PDH) ve PDH/TEBD oranı arasında istatistiksel ilişki kurmaktır. Bu amaçla 29'u magmatik, 8'i metamorfik ve 10'u tortul olmak üzere toplam 47 farklı kayaç örneklenmiş ve deneye tabi tutulmuştur. SÇS deneyleri literatürde en çok kabul gören Schmidt çekici yöntemlerine(SÇS_{ISRM} ve SÇS_{ASTM}) göre yapılmıştır. Korelasyon analizleri SÇS ile TEBD, PDH ve PDH/TEBD oranı arasında güçlü ilişkiler olduğunu işaret etmektedir. Bu ilişkiler SPSS analizlerine göre % 95 güven aralığında anlamlıdır. Bu çalışma ayrıca PDH/TEBD oranının SÇS değerine bağımlı olabileceğini göstermiştir.

ABSTRACT: The main objective of this study is to establish statistical relationships between Schmidt hammer rebound values (R) and uniaxial compressive strength (UCS), P-wave velocity (UPV) and, the ratio of UPV/UCS. For this purpose, forty seven rock types were sampled and tested, 29 of which were igneous, 8 were metamorphic, and 10 were sedimentary. R values were found based on the two most accepted Schmidt hammer testing methods (R_{ISRM} and R_{ASTM}) in the literature. The result of the correlation analysis indicated a strong relation between R and UCS, UPV and, UPV/UCS ratio. These relations are statistically significant according to the SPSS analyses with 95% confidence level. This study also revealed that the ratio of UPV/UCS would be R dependent for rocks.

1 GİRİŞ

İlk olarak beton sertliğinin belirlenmesinde kullanılan Schmidt çekici (Schmidt, 1951), pratik ve taşınabilir olmasının yanında, ucuz ve hızlı test olanağı sunduğundan dolayı 1960'lı yılların başından günümüze kadar, kayaçların TEBD tahmininde sıklıkla kullanılmaktadır (Deere&Miller, 1966; Singh vd., 1983; Gökçeoğlu, 1996;Kahraman, 2001; Yılmaz & Sendir, 2002; Yaşar & Erdoğan, 2004; Aydın &Basu, 2005;Fener vd. 2005; Büyüksağış & Gökten, 2007; Yağız, 2009; Bruno vd., 2013). Bununla birlikte, kayaçların SÇS değerleri ile PDH değerleri arasındaki ilişki daha az oranda araştırılmıştır (Yağız, 2009; Sharma vd.,2011; Khandelwal, 2013). Bunların dışında Schmidt çekici,kaya kütlesi kazılabilirlik sınıflaması(Karpuz, 1990), kayaçların ayrışma

durumunun belirlenmesi (Karpuz&Pasamehmetoglu, 1997; Gokceoglu&Aksoy, 2000) ve tünel açma makinasının performansı (Poole & Farmer, 1978;Bilginvd., 1990) gibi birçok uygulamada başarılı bir şekilde uygulanmıştır.

Schmidt çekici geri tepme sayısını etkileyen başlıca faktörler; kullanılan çekic tipi (N, L vb.), test edilen kayacın ayrışma durumu, kayacın yüzeyindeki pürüzlülükler, çekicinin kalibrasyonu, örnek boyutu, uygulanan ölçme ve ölçüleri değerlendirme yöntemidir (Goktan&Ayday, 1993; ISRM, 2007; Aydın, 2009; Karamanvd., 2011). Test yöntemi SÇS değerini etkileyen önemli faktörlerden biri olduğundan, bu nedenle bu çalışmada literatürde en çok kullanılan iki yönteme (ASTM, 2004; ISRM, 2007) göre deneyler yapılmıştır. Yukarıda bahsedildiği gibi Schmidt çekici yaygın olarak TEBD, daha az oranda da PDH tahmininde kullanılmıştır. Ancak,literatürdeSÇS değerinin

PDH/TEBD oranı ile ilişkisine yönelik herhangi bir çalışmaya rastlanmamıştır. Bu çalışmada, ISRM ($S\dot{C}S_{ISRM}$) ve ASTM ($S\dot{C}S_{ASTM}$) tarafından önerilen yönteme göre bulunan $S\dot{C}S$ ile TEBD, PDH ve PDH/TEBD oranı arasında korelasyon analizlerinin yapılması amaçlanmıştır.

2 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Bu çalışmada, 29 magmatik, 10 tortul ve 8 metamorfik olmak üzere toplam 47 farklı kayaç üzerinde çalışılmıştır. İlk 37 kayaç Trabzon Çambaşı tüneline alınmıştır. Kayaçların isimleri, jeolojik kökenleri ve alındığı örnek noktalarına/bölgelerine ait bilgiler Çizelge 1’de yer almaktadır. Karot örneklerinin alınabilmesi için, arazide her blok örneğinin makroskopik incelemeleri yapılarak çatlak, kırık ve ayrışma gibi olumsuzluklar giderilmeye çalışılmıştır. Laboratuarda karot alma ve düzeltme makineleri deney örneklerinin hazırlanması için kullanılmıştır.

TEBD ve PDH deneyleri ISRM (2007), $S\dot{C}S$ deneyleri ise hem ISRM (2007) hem de ASTM (2001) tarafından önerilen yöntemlere göre yapılmıştır. TEBD deneylerinde boy/çap (L/D) oranı 2.5 olan NX (54.7 mm) çaplı karot örnekleri kullanılmıştır. TEBD deneylerinden önce aynı karotlar üzerinde PDH deneyleri yapılmıştır. Deneylerde kullanılan karotların uçları zımpara ile parlatılmış ve problemlerin temas edeceği yüzeylerin düzgün olması sağlanmıştır. İnce bir vazelin tabaka problemlerin temas edeceği karotların uç kısımlarına iyi bir iletim sağlanması için sürülmüştür. P dalga hızı, verici ve alıcı arasındaki mesafenin (örnek boyu) geçiş süresine oranı ile elde edilmiştir. L-tip Schmidt çekici (düşey konumda) karot örneklerinin sertlik değerlerini bulmada kullanılmıştır. ISRM (2007) tarafından tanımlandığı gibi yaklaşık ağırlığı 20–23 kg olan V şekilli çelik karot beşiği deney için kullanılmıştır. Deney esnasında örneklerinin kırık içermemesi ve temiz olmasına dikkat edilmiştir. Schmidt çekicinin belirli aralıklarla kalibrasyon örsü ile kontrolü yapılmıştır. Zayıflık düzlemi veya içerdiği kırık zonlardan dolayı örnek yenildiğinde sonuçlar çıkarılarak ortalamaya dahil edilmemiştir. Her kayaç grubu için 5 adet karot örneği TEBD ve PDH deneylerinde, 4 adet karot örneği ise Schmidt

çekici sertlik deneyinde kullanılmıştır. Deneylerde kullanılan kayaç isimleri ve ortalama değerler Çizelge 1’de verilmiştir.

3 BULGULAR VE İRDELEME

3.1 Kayaçların deney bulgularına göre sınıflandırılması

$S\dot{C}S_{ISRM}$ ve $S\dot{C}S_{ASTM}$ değerlerine göre kaya sınıfı ISRM (1978), TEBD değerlerine göre kaya sınıfı Deere & Miller (1966) ve PDH değerlerine göre kaya tanımlaması Anon (1979) tarafından önerilen yöntemlere göre değerlendirilmiştir (Çizelge 2). “Yumuşak” kaya sınıfı dışındaki tüm sınıflamaları (az yumuşak–çok sert) temsil eden kayaçların bu çalışmada kullanıldığı ortaya çıkmaktadır. Genel olarak kayaçların “az sert” ve “sert” sınıfında yer aldığı, ayrıca $S\dot{C}S_{ISRM}$ ve $S\dot{C}S_{ASTM}$ değerlerinin bu iki sınıf arasında küçük farklılıklara sahip olduğu Çizelge 2’den anlaşılmaktadır. Bu farklılığın nedeni; ISRM (2007) yöntemi, 20 farklı noktadan okuma yapılması ve en yüksek 10 değerlerin ortalamasını $S\dot{C}S$ değeri olarak alınmasını önermektedir. ASTM (2001) tarafından önerilen yönteme göre; 10 ayrı noktaya yapılan okuma değerlerinin ortalaması alınarak, ortalamanın 7 birim üzerinde ve altındaki değerler iptal edilir ve geriye kalanların ortalaması $S\dot{C}S$ değeri olarak alınmaktadır.

Deere & Miller (1966) tarafından önerilen TEBD dayanım sınıflamasına göre; bütün dayanım sınıfını temsil eden kayaçların kullanıldığı anlaşılmaktadır. Ancak, söz konusu kayaçların yaklaşık % 83’ü “orta dayanımlı” ve “yüksek dayanımlı” sınıfında yer almaktadır. “Çok düşük dayanımlı” kaya sınıfında yer alan kayaçları tortul kayaçlar (kumlu ve biyomikritik kireçtaşları) oluşturmaktadır (Karaman & Kesimal, 2013).

Anon (1979) tarafından önerilen P dalga hızı sınıflamasına göre ise; kayaçların büyük çoğunluğu (%76.5’inin) “yüksek hız” ve “çok yüksek hız” sınıfına dahil olmuştur. “Çok düşük hız” sınıflamasında sadece biyomikritik kireçtaşlarının bulunduğu Çizelge 2’den anlaşılmaktadır. TEBD sınıflamasında olduğu gibi kayaçların tüm sınıfları temsil ettiği görülmüştür.

Çizelge 1 Örnek noktaları kaya sınıfı ve ortalama deney sonuçları

Kayaç kodu	Örnek noktaları	Kayaç adı	Kaya sınıfı	TEBD (MPa)	PDH (m/s)	SCS _{ISRM}	SCS _{ASTM}
1	km-0+495.10	Bazalt	Magmatik	197	5855	62.1	60.4
2	km-0+702.00	Metabazalt	Metamorfik	158	5009	53.6	52.5
3	km-0+919.00	Metabazalt	Metamorfik	66	3944	46.4	45.6
4	km-1+110.00	Metabazalt	Metamorfik	146	4864	53.1	51.4
5	km-1+325.00	Metabazalt	Metamorfik	133	4800	48.9	47.2
6	km-1+675.00	Bazalt	Magmatik	95	4467	40.6	38
7	km-1+813.80	Bazalt	Magmatik	115.3	5239	54.1	52.8
8	km-2+473.00	Bazalt	Magmatik	152.4	4605	55.9	54.7
9	km-2+677.00	Metabazalt	Metamorfik	96	4172	39.9	36
10	km-3+005.00	Metabazalt	Metamorfik	111	4389	43.7	42.2
11	km-3+310.00	Metabazalt	Metamorfik	71	4223	43.6	41.8
12	km-3+580.00	Metabazalt	Metamorfik	81	4325	46.9	46.5
13	km-3+743.00	Bazalt	Magmatik	75	4576	41.5	39.9
14	km-3+901.00	Bazalt	Magmatik	34	2985	33.7	32.5
15	km-4+090.00	Dasit	Magmatik	61	4534	33	32.9
16	km-4+300.00	Bazalt	Magmatik	87	5031	36.9	35.7
17	km-4+427.00	Dasit	Magmatik	61	4129	33.5	32.1
18	km-4+572.00	Dasit	Magmatik	72	4356	43.2	40.3
19	km-4+772.00	Dasit	Magmatik	65.5	4226	31.5	30.5
20	km-4+874.00	Dasit	Magmatik	56	4052	30.5	29.6
21	km-4+950.00	Kireçtaşı	Tortul	117	4968	39.5	37.7
22	km-5+052.00	Kireçtaşı	Tortul	92	4340	37.4	35.8
23	km-5+235.00	Bazalt	Magmatik	100	5310	46.6	45.7
24	km-5+350.00	Kireçtaşı	Tortul	91	4836	35.3	33.9
25	km-5+545.30	Kireçtaşı	Tortul	75	3382	37.6	36
26	km-5+690.00	Bazalt	Magmatik	77	4435	42.6	41.8
27	km-5+857.50	Volkanik breş	Magmatik	41	4182	28.7	26
28	km-6+005.00	Kireçtaşı	Tortul	120	5366	49.5	48.2
29	km-6+171.00	Bazalt+dasit	Magmatik	94	3983	49.5	47.7
30	km-6+300.00	Bazalt	Magmatik	125	4934	48.1	46.1
31	km-6+400.00	Dasit	Magmatik	68	3956	36.9	35.6
32	km-6+403.00	Dasit	Magmatik	66	3943	38.7	36.5
33	km-6+560.00	Bazalt	Magmatik	107	5602	40.6	37.9
34	km-6+725.00	Dasit	Magmatik	132	4968	53.5	52
35	km-6+873.00	Dasit	Magmatik	87	4336	46.1	45.1
36	km-6+994.00	Dasit	Magmatik	110	4648	49.7	47
37	km-7+119.80	Dasit	Magmatik	90	4356	44	42.4
38	Trabzon	Andezit	Magmatik	173	5000	54.2	52.1
39	Trabzon	Silisli andezit	Magmatik	134.5	4716	52.9	52.2
40	Trabzon	Bazalt	Magmatik	86	4475	45.6	42
41	Giresun	Granit	Magmatik	215	6234	67.1	64.4
42	Trabzon	Dasit	Magmatik	111	4730	47	46.6
43	Trabzon	Biyomikritik kireçtaşı-1	Tortul	11.6	1993	15.5	11.4
44	Trabzon	Biyomikritik kireçtaşı-2	Tortul	18.9	1817	17.2	15.6
45	Trabzon	Biyomikritik kireçtaşı-3	Tortul	8.5	2009	15.4	12.1
46	Trabzon	Biyomikritik kireçtaşı-4	Tortul	7.7	1397	13.5	11.1
47	Trabzon	Kumlu kireçtaşı	Tortul	22.5	2731	31	25

Çizelge 2. Kayaçların SCS (ISRM, 1978), TEBD (Deere&Miller, 1966) ve PDH (Anon, 1979) değerlerine göre sınıflandırılması

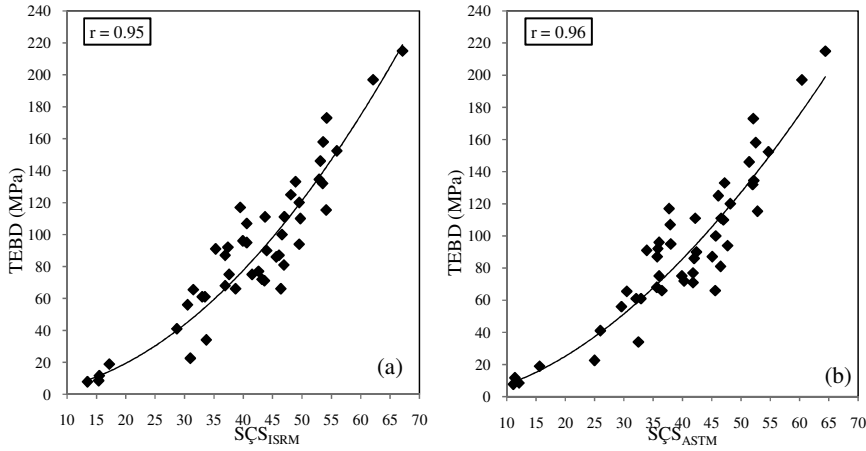
R	Kaya sınıfı	SCS _{ISRM} (F)	SCS _{ASTM} (F)	TEBD (MPa)	Kaya sınıfı	F	PDH (km/s)	Tanımlama	F
0 – 10	Yumuşak	–	–	1 – 25	Çok düşük dayanımlı	5	<2.5	Çok düşük hız	4
10 – 20	Az yumuşak	4	4	25 – 50	Düşük dayanımlı	2	2.5–3.5	Düşük hız	3
20 – 40	Az sert	15	18	50 – 100	Orta dayanımlı	22	3.5–4	Orta hız	4
40 – 50	Sert	19	16	100 – 200	Yüksek dayanımlı	17	4–5	Yüksek hız	27
50 – 60	Oldukça sert	7	7	> 200	Çok yüksek dayanımlı	1	>5	Çok yüksek hız	9
> 60	Çok sert	2	2						

F: Frekans (örnek sayısı)

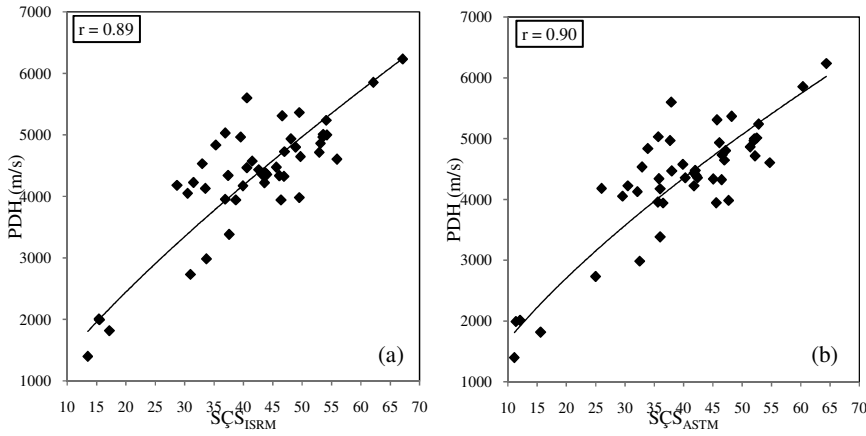
3.2 Verilerin korelasyon analizleri

SCS_{ISRM} ve SCS_{ASTM} ile TEBD, PDH ve PDH/TEBD oranı arasında korelasyon analizleri SPSS v.17 istatistik analiz programı ile yapılmıştır (Şekil 1, 2 ve 3). SCS_{ISRM} ve SCS_{ASTM} değerleri arttıkça TEBD ve PDH değerlerinin arttığı ve parametreler arasında güçlü korelasyon katsayısının elde edildiği ($r \geq 0.89$) görülmüştür (Şekil 1 ve Şekil 2). Parametreler arasında elde edilen korelasyon katsayı değerleri birbirine oldukça yakın çıkmıştır.

SCS_{ISRM} ve SCS_{ASTM} ile TEBD ve PDH arasındaki korelasyonların %95 güven aralığında ve 0.000 anlamlılık düzeyinde anlamlı oldukları belirlenmiştir. Bu çalışmadan elde edilen sonuçlar literatürle uyumlu çıkmıştır. Yılmaz & Sendir, (2002), Yaşar & Erdoğan, (2004), Fener vd. (2005) ve Yağız, (2009) SCS ve TEBD arasında oldukça yüksek ilişkiler bulmuşlardır. Yağız (2009), Sharma vd. (2011) ve Khandelwal (2013) ise SCS ve PDH arasında yüksek korelasyon katsayıları elde etmişlerdir.



Şekil 1. SCS_{ISRM} ile TEBD (a) SCS_{ASTM} ile TEBD (b) arasındaki ilişki



Şekil 2. SCS_{ISRM} ile PDH (a) SCS_{ASTM} ile PDH (b) arasındaki ilişki

SCS_{ISRM} ve SCS_{ASTM} değerlerinin PDH/TEBD oranı ile arasında ilişki olup olmadığı araştırılmış ve SCS_{ISRM} ve SCS_{ASTM} değerleri arttıkça PDH/TEBD oranının üstel (ekspansiyonel) olarak azaldığı görülmüştür (Şekil 3a ve 3b). SCS_{ISRM} ve SCS_{ASTM} ile PDH/TEBD oranı arasında çok güçlü korelasyon katsayısı elde edilmiştir. SCS_{ASTM} ile PDH/TEBD oranı arasındaki korelasyonun %95 güven aralığında ve 0.000 anlamlılık düzeyinde anlamlı olduğu belirlenmiştir.

ISRM (1978) tarafından önerilen Schmidt çekici kaya sınıfına göre PDH/TEBD oranındaki değişimleri araştırmak için bir diyagram çizilmiştir (Şekil 4). SCS değerleri analizlerde benzerlikler içerdiği için sadece SCS_{ASTM} değerleri diyagramda kullanılmıştır. Düşük SCS değerleri daha yüksek PDH/TEBD oranı üretirken, SCS değerleri arttıkça PDH/TEBD oranının düştüğü ortaya çıkmıştır (Şekil 3a, 3b ve 4). Şekil 4 incelendiğinde “az yumuşak” kaya sınıfının eğilim çizgisi dike yakın iken “çok sert” kaya sınıfının eğilim çizgisi neredeyse

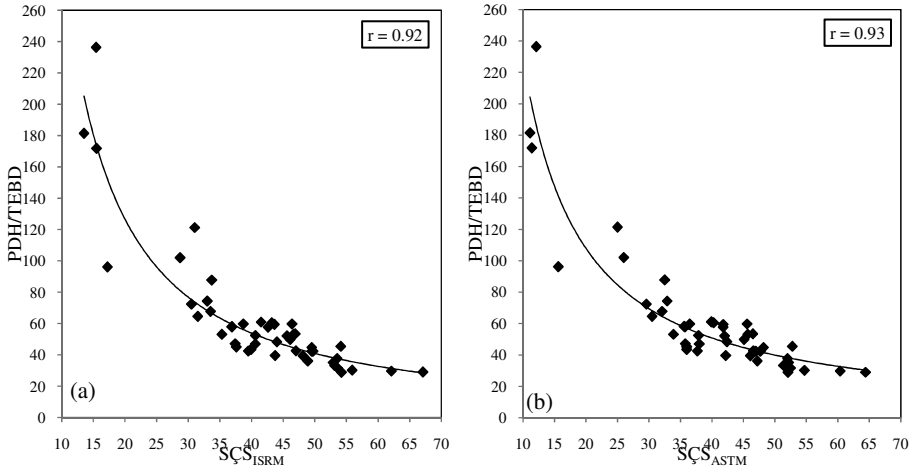
yatayıdır. Diğer bir ifadeyle her bir sınıf aralığı için eğilim çizgisinin eğimi farklı olmaktadır.

SCS değerine göre belirlenen kaya sınıfı “az yumuşak”tan “çok sert”e değişirken, en yüksek ve en düşük PDH/TEBD oranı arasındaki fark belirgin ölçüde azalmaktadır. Söz konusu farklar, “az yumuşak” kaya sınıfı için 140.3 (236.4–96.1) iken, “çok sert” kaya sınıfı için 0.7 (29.7–29) olduğu ortaya çıkmıştır. “çok sert” kaya sınıfını temsil eden veri sayısının az olması nedeniyle “oldukça sert” kaya sınıfı değerlendirilmiş ve farkın 16.5 (45.4–28.9) olduğu görülmüştür. Ayrıca en yüksek ve en düşük PDH/TEBD oranı değerleri arasındaki farklar Çizelge 3’ten hesaplanabilmektedir. Bu çalışmada, PDH/TEBD oranının SCS ’ye bağımlı olabileceği ortaya çıkmıştır. PDH/TEBD oranları farklı sertlik sınıfındaki kayalar için belirli aralıklarda değiştiğinden (örneğin çok sert kayalar için PDH/TEBD oranı < 30 iken, oldukça sert sınıfındaki kayalar için bu oran 30–45 arasında değişmektedir) araştırmacılar için bu oran, pratik yoldan Schmidt sertlik sınıfının tayininde kullanılabilir.

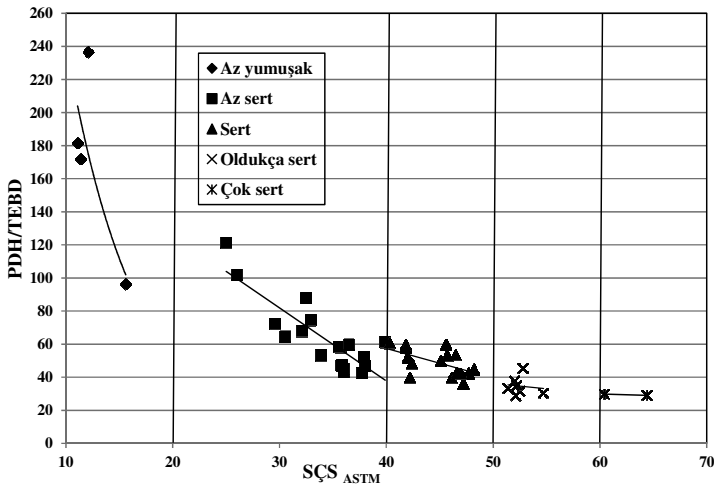
Çizelge 3 En düşük ve en yüksek PDH/TEBD oranının SCS ile ilişkisi

Schmidt Çekici kaya sınıfı (ISRM, 1978)	SCS_{ISRM}		SCS_{ASTM}	
	En düşük PDH/TEBD oranı	En yüksek PDH/TEBD oranı	En düşük PDH/TEBD oranı	En yüksek PDH/TEBD oranı
Az yumuşak	96.1 (N=4)	236.4 (N=4)	96.1 (N=4)	236.4 (N=4)
Az sert	42.5 (N=15)	121.4 (N=15)	42.5 (N=18)	121.4 (N=18)
Sert	36.1 (N=19)	61.0 (N=19)	36.1 (N=16)	60.5 (N=16)
Oldukça sert	28.9 (N=7)	45.4 (N=7)	28.9 (N=7)	45.4 (N=7)
Çok sert	29.0 (N=2)	29.7 (N=2)	29.0 (N=2)	29.7 (N=2)

(N): Test edilen kaya sayısı



Şekil 3 SCS_{ISRM} ile PDH/TEBD (a) SCS_{ASTM} ile PDH/TEBD (b) arasındaki ilişki



Şekil 4 PDH/TEBD oranının Schmidt sertlik sınıfı üzerindeki değişimi

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada 47 farklı kayaç üzerinde SCS , $TEBD$ ve PDH deneyleri yapılmıştır. SCS deneyleri $ISRM$ (SCS_{ISRM}) ve $ASTM$ (SCS_{ASTM}) tarafından önerilen yöntemlere göre yapılmıştır. SCS_{ASTM} ve SCS_{ISRM} değerleri ile $TEBD$ ve PDH arasında basit korelasyon analizleri yapılmıştır. SCS_{ISRM} ve SCS_{ASTM} değerleri ile $TEBD$ ve PDH değerleri arasında güçlü korelasyon katsayıları elde edilmiştir ($r=0.89-0.96$). SCS değerleri arttıkça

$PDH/TEBD$ oranının azaldığı ortaya çıkmıştır. SCS sertlik sınıf aralığına göre $PDH/TEBD$ oranının hangi aralıklarda değiştiği ayrıca irdelenmiştir. Yapılan korelasyon analizlerinin %95 güven aralığında ve 0.000 anlamlılık düzeyinde anlamlı oldukları belirlenmiştir. Bu çalışmadan elde edilen $PDH/TEBD$ oranı ile SCS değerleri arasındaki ilişkinin benzer nitelikteki kayaçlara uygun olabileceği düşünülmüştür.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, bu çalışmanın yürütülmesinde katkısı bulunan Aşkale Çimento ve Enerji-Sa şirketlerine, ayrıca kaya bloklarının laboratuara getirilmesinde emeği geçen Jeoloji Mühendisi Serkan Demirel'e, Maden Mühendisleri Muhammed Kara, Sinan Ocak, Yunus Akyol ve Selahattin Bakkal'a teşekkür ederler.

KAYNAKLAR

- Anon., 1979. Classification of rocks and soils for engineering geological mapping. Part 1-rock and soil materials. Bull. Int. Ass. Eng. Geo., 19, pp. 364-371.
- ASTM., 2001. Standard test method for determination of rock hardness by rebound hammer method. 04.09 (D 5873-00).
- Aydın, A. & Basu, A., 2005. The Schmidt hammer in rock material characterization. Eng. Geol., 81:1-14.
- Bilgin, N., Seyrek, T. & Shahriar, K., 1990. Roadheaders glean valuable tips for Istanbul metro Tunnels. Tunnelling October; 29-32.
- Aydın, A., 2009. ISRM Suggested method for determination of the Schmidt hammer rebound hardness: Revised version. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 46: 627-634.
- Bruno, G., Vessia, G. & Bobbo, L., 2013. Statistical method for assessing the uniaxial compressive strength of carbonate rock by Schmidt hammer tests performed on core samples. Rock Mech. Rock Eng. 46, 199-206.
- Buyuksagis, I.S. & Goktan, R.M., 2007. The effect of Schmidt hammer type on uniaxial compressive strength prediction of rock. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 44, 299-307.
- Deere, D.U. & Miller, R.P., 1966. Engineering classifications and index properties of intact rock. Technical report no. AFWL-TR 65-116, University of Illinois p. 300.
- Fener, M., Kahraman, S., Bilgil, A. & Gunaydin, O., 2005. A comparative evaluation of indirect methods to estimate the compressive strength of rocks. Rock Mech. Rock Eng. 38 (4), 329-343.
- Gokceoglu, C., 1996. Schmidt sertlik çekici kullanılarak tahmin edilen tek eksenli sıkışma dayanımı verilerinin güvenilirliği üzerine bir değerlendirme. Jeoloji Mühendisliği, 48:78-81.
- Gokceoglu, C. & Aksoy, H., 2000. New approaches to the characterization of clay-bearing, densely jointed and weak rock masses. Eng. Geol. 58:1-23.
- Goktan, R.M. & Ayday, C.A., 1993. Suggested improvement to the Schmidt rebound hardness ISRM suggested method with particular reference to rock machineability. Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 30:321-2.
- ISRM., 1978. Suggested methods for determining hardness and abrasiveness of rocks. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech Abstr., 15, 89-98.
- ISRM., 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006. In: Ulusay, Hudson (Eds.), Suggested methods prepared by the commission on testing methods, International Society for Rock Mechanics. ISRM Turkish National Group, Ankara, Turkey. 628 pp.
- Khandelwal, M., 2013. Correlating P-wave velocity with the physico-mechanical properties of different rocks. Pure Appl. Geophys., 170, 507-514.
- Karpuz, C. & Pasamehmetoglu, A.G., 1977. Field characterization of weathered Ankara andezites. Eng. Geol., 46, 1-17.
- Karpuz, C., 1990. A classification system for excavation of surface coal measures. Min. Sci. Tech., 11:157-63.
- Kahraman, S., 2001. Evaluation of simple methods for assessing the uniaxial compressive strength of rock. Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 38, 991-994.
- Karaman, K., Erçikdi, B., Cihangir, F. & Kesimal, A., 2011. Kayaçların tek eksenli basınç dayanımı tahmininde Schmidt Çekici sertlik tayini değerlendirme yöntemlerinin incelenmesi, 22. Dünya Madencilik Kongresi, 11-13 Mayıs, Ankara, 87-94.
- Karaman, K. & Kesimal, A., 2013. Kayaçların Tek Eksenli Basınç Dayanımı ile Ultrasonik Dalga Hızı Arasındaki İlişkinin Değerlendirilmesi. MT Bilimsel Dergisi 4, 9-17.
- Poole, R.W. & Farmer, I.W., 1978. Geotechnical factors affecting tunneling machine performance in coal measures rock. Tunnels Tunnelling Dec:27-30.
- Schmidt, E., 1951. A non-destructive concrete tester. Concrete, 59 (8), 34-5.
- Sharma, P.K., Khandelwal, M. & Singh, T.N., 2011. A correlation between Schmidt hammer rebound numbers with impact strength index, slake durability index and P-wave velocity. Int. J. Earth Sci. (GeolRundsch) 100, 189-195.
- Singh, R.N., Hassani, F.P. & Elkington, P.A.S., 1983. The application of strength and deformation index testing to the stability assessment of coal measures excavations. Proc. 24th US Symp. On Rock Mech. Texas A&M Univ. AEG pp. 599-609.
- Yaşar, E. & Erdoğan, Y., 2004. Estimation of rock physio-mechanical properties using hardness methods. Eng. Geol., 71, 281-288.
- Yağız, S., 2009. Predicting uniaxial compressive strength, modulus of elasticity and index properties of rocks using the Schmidt hammer. Bull. Eng. Environ., 68, 55-63.
- Yılmaz, I. & Sendir, H., 2002. Correlation of Schmidt hardness with unconfined compressive strength and young's modulus in gypsum from Sivas (Turkey). Eng. Geol. 66:211-9.

A new testing method to estimate microscopic fracture toughness of rock

M. Kataoka, T. Ito, K. Takashima & Y. Obara

Graduate School of Science and Technology, Kumamoto University, Kumamoto, Japan

ABSTRACT: A new testing method is developed to estimate microscopic fracture toughness of rocks. This testing method has been developed in the field of materials science. The authors introduced it to the field of rock mechanics. A micro-sized cantilever beam specimen with a notch is prepared in grains of feldspar within granite by focused ion beam machining. Then the fracture toughness test is conducted using a mechanical testing machine which can apply a small static load to the micro-sized specimen. The test is completed successfully and it is shown that the new testing method is may be used for estimating microscopic fracture toughness of rock.

1. INTRODUCTION

It is known that brittle fractures of rock under a condition of stress occurs through a following process: pre-existing cracks initiate and propagate, they connect to other cracks and a fracture surface is developed finally. Considering the process, the fracture of rocks can be dependent on the mechanical properties, particularly fracture toughness which indicates the resistance to pre-existing crack initiation. Therefore, estimating the fracture toughness is important to understand the fracture behavior of rocks. Moreover, micro structures of rocks, such as compositions and textures of minerals, size, shape and orientation of grains, density and orientation of pre-existing micro cracks, etc. are also important factors to characterize the fracture behavior.

Several tests have been developed to estimate fracture toughness of rocks. The International Society for Rock Mechanics (ISRM) suggested Chevron Bend test, Short Rod test (Ouchterlony1988), Cracked Chevron Notched Brazilian Disc test (Fowell1995) and Semi-Circular Bend (SCB) test (Kuruppuet al. 2013). These testing methods are assumed that rock materials are homogeneous elasticity. The rocks, however, are composed of grains, matrix, micro cracks, and pores and so on. Therefore, in order to minimize these influences on the fracture toughness, some researchers recommended using the specimens with a diameter of more than 75 mm or ten times of a grain size in these tests (Ouchterlony 1988, Fowell 1995, Kuruppu et al. 2013).

Kataoka et al. (2011, 2012) estimated fracture toughness of African granodiorite using SCB

specimen with a diameter of 75 mm and a thickness of 20 mm. The hastate of fracture was analyzed using a X-ray Computed Tomography (CT) image. After the SCB test, the fractured specimen was scanned by micro-focused X-ray CT scanner in Kumamoto University (TOSCANER-32300FPD). The fracture within the specimen was visualized as shown in the gray-level CT image at the bottom of Figure 1. The image was obtained at 1 mm far from the notch tip as shown in the upper of Figure 1. The dark region in the CT image shows the area of lower density, while the region of relatively light color shows that of higher density. In this figure, the black line shows the air, namely the fracture. The traced fracture from the CT image represents in the middle of Figure 1. Grains within the rock are also observed in the CT image because of the differences of the density for each kind of grains.

The fracture observed in Figure 1 can be classified into three types: across grains with higher density, across grains with lower density and along boundaries between grains with higher and lower density. As a result of the analysis, it is considered that the crack initiation of the rock is dependent on not only the orientation, size and shape of grains but also the fracture toughness of grains and grain boundaries, namely microscopic fracture toughness. Therefore, the fracture toughness estimated by the conventional sized specimen may be resulted from the integration of the microscopic fracture toughness of grains and grain boundaries within the rock. However, there is no testing method to estimate the microscopic fracture toughness in the world.

On the other hand, in order to estimate the mechanical properties including elastic modulus, tensile strength, fracture toughness and fatigue life

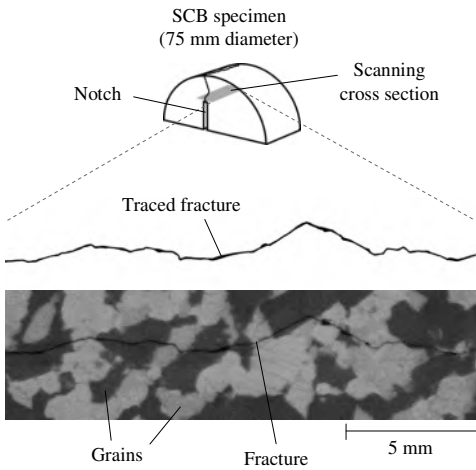


Figure 1. CT image of fractured SCB specimen and traced fracture for African granodiorite(Kataoka et al. 2012).

of alloys used for Micro Electro Mechanical Systems and Micro System Technology devices, a mechanical testing machine for a micro-sized specimen has been developed(Higo et al. 2000). Takashima &Higo (2005) and Halford et al. (2005) estimated the fracture toughness of amorphous and fully lamellar alloys using micro-sized specimens and investigated the effects of the specimen size on the fatigue and fracture of them. This testing machine has been developed in the field of materials science. If it can be introduced to the field of rock mechanics, it should be very useful and attractive to estimate the microscopic fracture toughness of grains and grain boundaries within rocks.

A objective of this study is to establish a new testing method to estimate microscopic fracture toughness of rocks. For the first stage of it, the mechanical testing machine using a micro-sized specimen was applied to estimate the microscopic fracture toughness of grains within Korean granite of which average grain size is 0.6to 0.8mm in this paper. A micro-sized cantilever beam specimen with dimensions of $10\mu\text{m} \times 10\mu\text{m} \times 50\mu\text{m}$ were prepared in feldspar within the granite by Focused Ion Beam (FIB) machining. Then the fracture toughness tests were carried out at room temperature and the microscopic fracture toughness were estimated. It is shown that the new testing method by the mechanical testing machine as the possibility to estimate the microscopic fracture toughness of rocks.

2 EXPERIMENTAL PROCEDURES

2.1 Estimation of microscopic fracture toughness

A micro-sized specimen in the fracture toughness test is a cantilever beam type with a notch, namely micro-sized cantilever beam specimen as shown in Figure 2. The dimensions of the beam are $10\mu\text{m}$ in thickness and width and $50\mu\text{m}$ in length. A notch with a depth of $3\mu\text{m}$ is located $10\mu\text{m}$ from the fixed end of the cantilever beam. Load is applied at a point on the upper surface with a distance of $30\mu\text{m}$ from the notch by a diamond chip with a curvature of $5\mu\text{m}$. Mode I fracture toughness is estimated from maximum load P_{max} using the following equation for stress intensity factor for a single edge notched cantilever beam (Okamura 1976):

$$K_{\text{IC}} = \frac{6P_{\text{max}}S}{W^2B} \sqrt{\pi a} F(a/W) \quad (1)$$

Where a is depth of the notch, W and B is thickness and width of the beam respectively, S is distance between the loading point and the notch. $F(a/W)$ is calculated as follows:

$$F(a/W) = 1.12 - 1.40(a/W) + 7.33(a/W)^2 - 13.08(a/W)^3 + 14.0(a/W)^4 \quad (2)$$

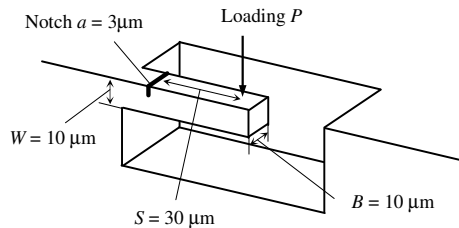


Figure 2. Micro-sized cantilever beam specimen.

2.2 Rock material and preparation of micro-sized specimen

Korean granite was used as a specimen. The composition minerals are quartz, plagioclase, alkali feldspar, biotite, etc. as shown in Figure 3. The average grain size of this rock was estimated at 0.6 to 0.8 mm (Kataoka & Obara 2013).

In order to prepare the micro-sized cantilever beam specimen, the rock block was cut into a rectangular parallelepiped with dimensions of 3mm × 5mm × 7mm as shown in the upper of Figure 4. The micro-sized specimen was prepared along a side of 7 mm in length. Prior to start of the preparation, the surfaces of the rectangular parallelepiped were polished smoothly and coated with gold by sputter deposition. The rectangular parallelepiped were then fixed into a specimen holder to allow a micro-machining by Focused Ion Beam (FIB) instrument (HITACHI FB 2000-A) as shown in Figure 5. This instrument uses a gallium ion source and operate at an accelerating voltage of 30 kV. Figure 4 shows a preparation process of the micro-sized specimen. FIB hits colored areas on the rectangular parallelepiped surfaces shown in Figure 4. The materials in these areas are removed by the micro-machining with sputtering of FIB. Then the notch is also prepared by FIB machining. Its depth is 3µm and a curvature of its tip is 0.25 µm.

Electron Probe Micro analyzer (EPMA) was used to specify kinds of minerals.

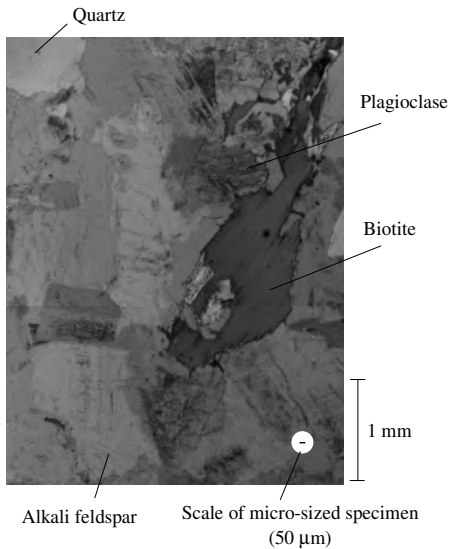


Figure 3. Photograph of thin section for Korean granite.

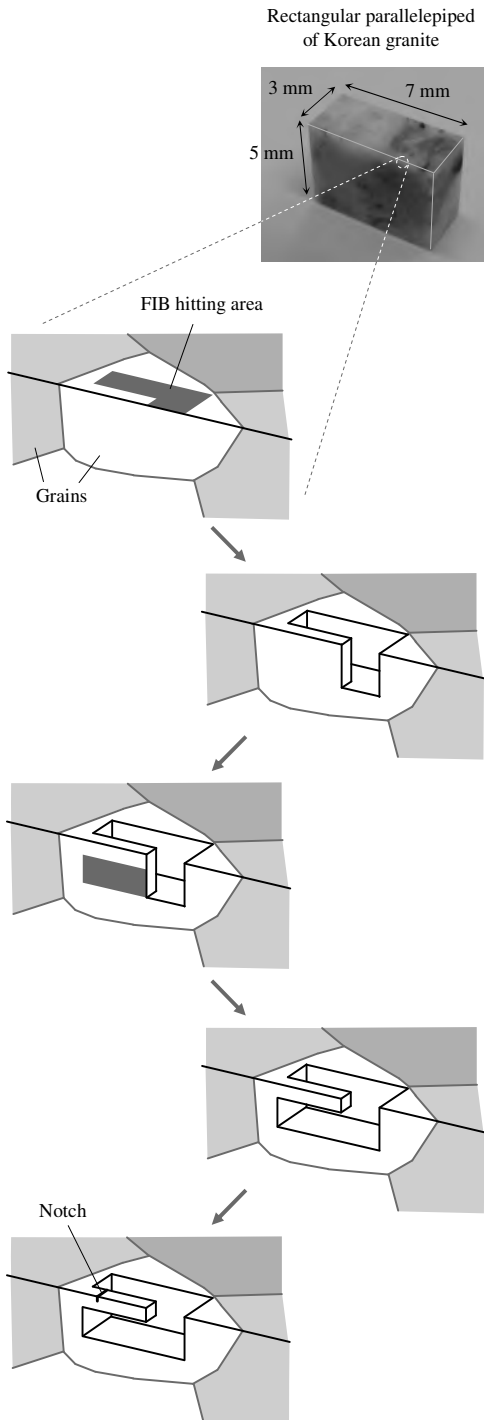


Figure 4. Preparation process of micro-sized specimen.

2.3 Mechanical testing machine for micro-sized specimen

The fracture toughness test was conducted at room temperature using a mechanical testing machine (MFT-2000) previously developed for micro-sized specimens (Higo et al. 2000). A block diagram of this system is shown in Figure 6. The micro-sized specimen within the rectangular parallelepiped fixed by the specimen holder is put on an X-Y stage with a translation resolution of $0.1\mu\text{m}$ as shown in Figure 7.

The vertical load is applied by a piezo-actuator with a resolution of 0.2 nm and a maximum stroke of $38\mu\text{m}$. A metal rod is attached to the actuator which is installed on a Z stage with a translation resolution of $0.1\mu\text{m}$. A diamond chip with a curvature of $5\mu\text{m}$ is installed at the tip of the metal

rod. This is pushed down at the loading point of the micro-sized specimen. A loading state can be observed on a display connected to a CCD camera set up near the system as shown in Figure 8. A load cell with a resolution of $20\mu\text{N}$ and a maximum of 200 mN is equipped to the actuator. The loading rate was $0.1\mu\text{m/s}$ and the sampling time of the load and displacement was $10\mu\text{s}$.

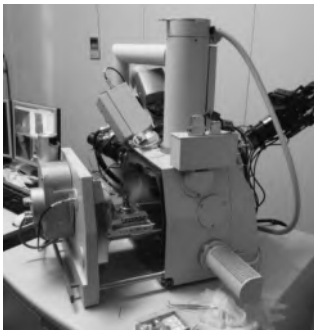


Figure 5. Focused Ion Beam instrument.

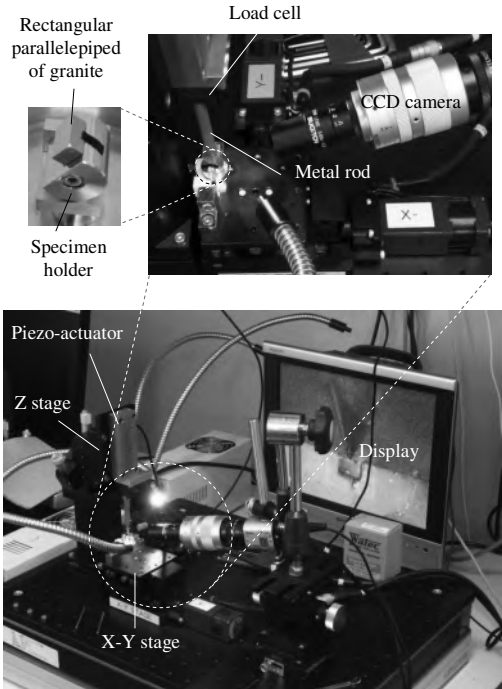


Figure 7. Mechanical testing machine.

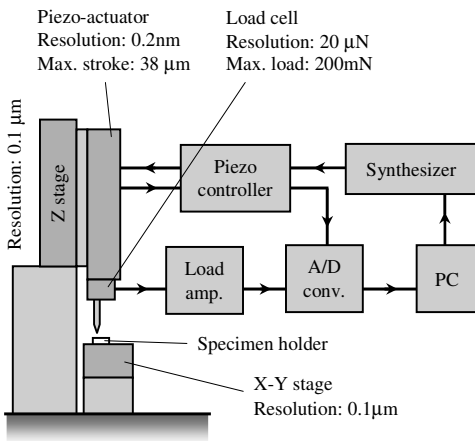


Figure 6. Block diagram of mechanical testing system.

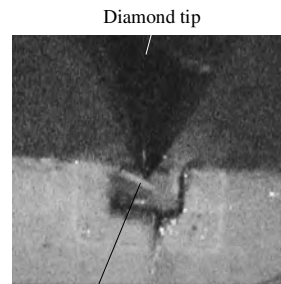


Figure 8. Loading state observed on display of CCD camera.

3 RESULTS AND DISCUSSION

Two micro-sized specimens were prepared within feldspar of Korean granite: One (S-1) is in a grain of plagioclase and the other (S-2) is in that of alkali feldspar. Load-displacement curves of the two specimens in the fracture toughness test are shown in Figure 9. The load increases with increasing the displacement and the fracture occurs just after reaching at a maximum load P_{max} for both specimens. The value of P_{max} is 1.22 mN for S-1 and 0.40 mN for S-2. Although P_{max} for S-1 is greater than that of S-2, the slope of the load-displacement curve of S-2 is steeper than that of S-1.

The microscopic fracture toughness K_{IC} is estimated using Equation (1) from the value of P_{max} . The value of K_{IC} is 0.64 $MN/m^{2/3}$ for S-1 and 0.25 $MN/m^{2/3}$ for S-2. The value of S-1 is greater than twice of that of S-2. On the other hand, the SCB test was also conducted for this rock (Kataoka et al. 2011). The dimensions of the specimen were 75 mm in diameter and 20 mm in thickness, namely conventional size. The estimated fracture toughness from this test was 0.98 to 1.11 $MN/m^{2/3}$. The microscopic fracture toughness estimated by the micro-sized specimens is less than that from the conventional SCB specimens.

These significant differences are dependent on an existence of mechanical weak planes within the micro-sized specimens. The fracture surfaces observed at Scanning Electron Microscope (SEM) or Scanning Ion Microscope (SIM) images of the specimens after the test are shown in Figures 10 and 11. These fractures do not initiate and propagate to the direction of notch straightly at the notch tip. Especially for S-2, the direction of the fracture propagation changes suddenly during the fracture process. It is considered that this fracture state may indicate the existence of mechanical weak planes within the grains. Feldspar has the property of being broken readily along specific flat plane, called cleavage plane. This fracture may be influenced by the cleavage. Therefore, further tests should be conducted to make clear the influence of the cleavages of feldspar on the microscopic fracture toughness of the rock.

In this paper, the fracture toughness test using the micro-sized specimen of the rock was conducted successfully. For the next stage, in order to establish the testing method for rocks and to estimate the microscopic fracture toughness of other kinds of minerals and grain boundaries within the granite, the micro-sized specimens will be prepared as shown in Figure 12 and additional tests will be conducted.

4 CONCLUSIONS

A new testing method was developed to estimate microscopic fracture toughness of rocks. Using this method, the microscopic fracture toughness of feldspar within Korean granite was estimated. The test was completed successfully and it is shown that the new testing method is available to estimate the microscopic fracture toughness of rocks.

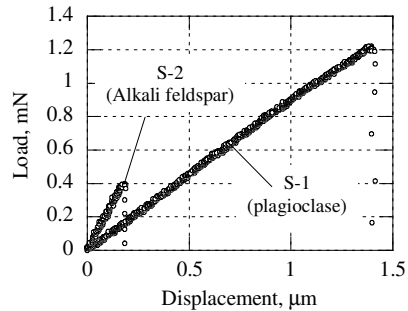


Figure 9. Load-displacement curves.

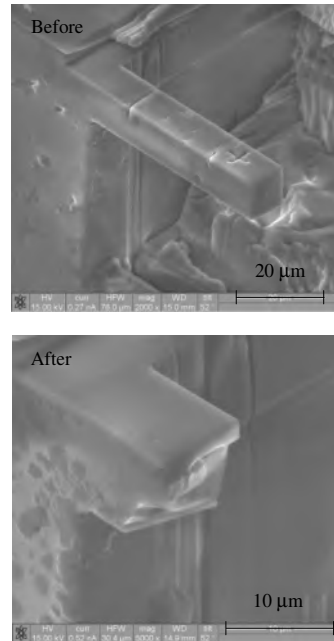


Figure 10. SEM images of micro-sized specimen in grain of plagioclase, S-1.

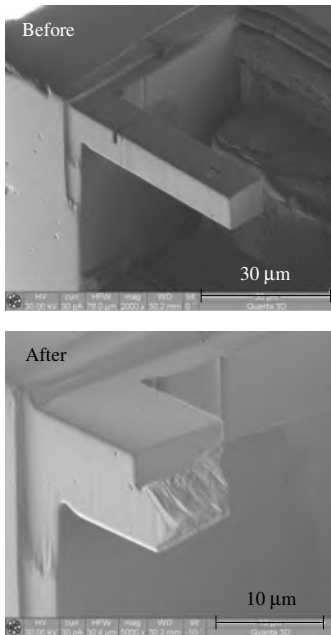


Figure 11. SIM images of micro-sized specimen in grain of alkali feldspar, S-2.

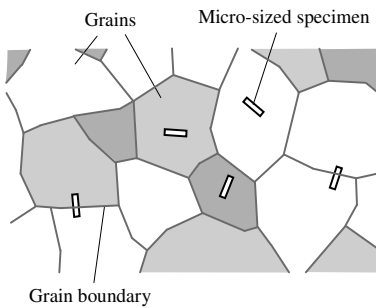


Figure 12. Further study: preparation of micro-sized specimens for additional fracture toughness tests.

REFERENCES

- Fowell, R.J., 1995. Suggested method for determining mode I fracture toughness using cracked chevron notched Brazilian disc (CCNBD) specimen. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, 32 (1), 57-64.
- Halford, T.P., Takashima, K., Higo, Y. and Bowen, P., 2005. Fracture tests of micro sized Ti Al specimens. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 28 (8), 695-701.
- Higo, Y., Takashima, K., Shimojo, M., Sugiura, S., Pfister, B. and Swain, M.V., 2000. Fatigue testing machine of micro-sized specimens for MEMS applications. *MRS Symposium Proceedings*, Warrendale, Pennsylvania, 605, 241-246.
- Kataoka, M., Hashimoto, A., Sato, A. and Obara, Y., 2012. Fracture toughness of anisotropic rocks by Semi-Circular Bend (SCB) test under water vapor pressure. *Proceedings of 7th ARMS*, Seoul, Korea, 458-465.
- Kataoka, M., Obara, Y. and Kuruppu, M., 2011. Estimation of fracture toughness of anisotropic rocks by SCB test and visualization of fracture by means of X-ray CT. *Proceedings of ISRM 12th International Congress on Rock Mechanics*, Beijing, China, 667-670.
- Kataoka, M. and Obara, Y., 2013. Estimation of fracture toughness of different kinds of rocks under water vapor pressure by SCB test. *Journal of MMIJ*, 129 (7), 425-432 (in Japanese).
- Kuruppu, M.D., Obara, Y., Ayatollahi, M.R., Chong, K.P. and Funatsu, T., 2013. ISRM-suggested method for determining the mode I static fracture toughness using semi-circular bend specimen. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, in press.
- Okamura, H., 1976. *Introduction to linear fracture mechanics*. Baifukan, Tokyo, 218pp (in Japanese).
- Ouchterlony, F., 1988. Suggested methods for determining the fracture toughness of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, 25 (2), 71-96.
- Takashima, K. and Higo, Y., 2005. Fatigue and fracture of a Ni-P amorphous alloy thin film on the micrometer scale. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 28 (8), 703-710.

Kaya malzemelerinin doğrudan çekme dayanımının belirlenmesi için geliştirilen yeni bir deney düzeneği

A new method developed for determining direct tensile strength of intact rock materials

T. Ünlü, & Ö. Yılmaz

Bülent Ecevit Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Zonguldak

ÖZET: Bu çalışmanın amacı, silindirik kaya malzemelerinin doğrudan çekme dayanımının belirlenmesi için geliştirilen yeni bir deney düzeneğini (PPTA) tanıtmaktır. PPTA, kaya örneklerinin geleneksel doğrudan çekme dayanımının belirlenmesi için de kullanılabilen yeni bir kavrama mekanizmasını kullanmaktadır. Çalışmalarda, PPTA deney sonuçlarını karşılaştırmak için, kaya ve yapay kaya örnekleri üzerinde doğrudan çekme ve Brezilya çekme deneyleri yapılmıştır. Deneysel çalışmaların sonuçları, PPTA ve doğrudan çekme dayanımı sonuçları arasında yüksek belirleme katsayısına sahip bir ilişki olduğu göstermiştir. Deneysel çalışmalara ek olarak, üç-boyutlu sonlu elemanlar yöntemi kullanarak (FLAC3D) elastik ve elasto-plastik sayısal çözümlemeler yapılarak, deney sırasında kaya örneğinde gelişen gerilmeler ve yenilme başlangıcı araştırılmıştır. Sayısal çözümlemelerin sonuçları, kaya örneğindeki yenilmeye maksimum asal çekme gerilmesinin neden olduğunu ve doğrudan çekme dayanımı için kabul edilebilir bir yenilme biçimi olarak, çatlak başlangıcının örnek orta noktasında dış yüzeyden başlayıp örnek içerisine doğru ilerlediğini göstermiştir. Sonuç olarak, deneysel ve sayısal çalışmaların sonuçları, PPTA deney düzeneğinin kaya malzemesinin doğrudan çekme dayanımının belirlenmesi için pratik ve güvenilir bir araç olduğunu göstermiştir.

ABSTRACT: The aim of this paper is to introduce a new Push-Pull Tensile Testing Apparatus (PPTA) which can be used for determining direct tensile strength of cylindrical intact rock specimens. The PPTA introduces a new clamping mechanism that can also be utilised for the determination of conventional direct tensile strength of intact rock specimens. During the study, direct tensile tests and indirect Brazilian tests were carried out using rock and artificial rock specimens to compare results obtained from the PPTA tests. Results of the experimental study have shown that there is a good correlation between the results obtained from the direct tensile tests and the PPTA. In addition, elastic and elasto-plastic numerical modelling studies were also carried out using three dimensional Finite Difference Method (FLAC 3D) to investigate stress development within rock sample during testing and failure initiation. Results of the modelling studies showed that failure of core sample is due to maximum principal tensile stresses and crack initiation starts from the outer periphery of the core and propagates inside the centre that is an acceptable failure mode for direct tensile testing. Finally, results of the experimental and numerical studies have shown that Push-Pull Tensile Testing Apparatus (PPTA) is a practical and reliable tool for determining direct tensile strength of intact rocks.

1 GİRİŞ

Kaya kütleleri içerisinde oluşan çekme, basınç ve kayma gerilmeleri ve bu gerilmelerin birbirleriyle olan etkileşimleri, birçok farklı türde duraysızlık problemlerine yol açarak kaya kütlelerinin yenilmesine neden olurlar. Bu nedenle, duraylılık açısından, sağlam kaya malzemesinin ve/veya kaya

kütlesinin tek eksenli basınç dayanımı ve tek eksenli çekme dayanımlarının belirlenmesi başta tasarım ve güvenlik olmak üzere birçok hususta oldukça önem taşımaktadır.

Patlatma ile kaya kazısı gibi kayaların ufulanmasıyla ilgili uygulamalarda, kayacın çekme gerilmeleri altında kolayca kırılması istenirken, yapısal kaya mekaniği uygulamalarında çekme gerilmeleri önlenmeye ve azaltılmaya çalışılır.

Kaya malzemesinin çekme gerilmeleri altında gösterdiği dayanım, basınç gerilmelerine oranla çok daha düşük olduğundan, kaya malzemesinin çekme dayanımı ayrı bir öneme de sahiptir.

Kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımının belirlenmesindeki standart yöntemler Amerikan Test ve Malzeme Derneği (American Society for Testing and Materials) (ASTM 1984) ve Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği (International Society for Rock Mechanics) (ISRM 1978) tarafından belirtilmiştir. Tek eksenli basınç dayanımı deneyinde, kaya örneği içerisinde kesme ve çekme gerilmelerinin her ikisi birden gelişebilmekte ve yenilmeye neden olabilmektedir. Bu olgu, tek eksenli çekme dayanımı deneyinde kabul edilebilir olmasına karşın, tek eksenli çekme dayanımında yenilmenin sadece çekme gerilmelerinin etkisiyle olması beklenir.

Kaya malzemesinin tek eksenli çekme dayanımının belirlenmesine yönelik farklı deney yöntemleri mevcuttur (Luong 1988, Hobbs 1965, Hoek and Brown 1980, ASTM 2008b, ASTM 2010a, ASTM 2010b). Bu deneylerden bazıları, doğrudan çekme dayanımı deneyine göre hatırı sayılır derecede ucuz ve pratiktir ve de basınç dayanımının belirlenmesinde kullanılan yükleme makinalarında yapılabilirler. Diğer yandan, bu yöntemlerin çoğu pratik olmamaları ve güvenilir sonuç vermeleri nedeniyle evrensel olarak kabul görmemiştir. Dolaylı deney yöntemleri arasında en çok bilenen ve en yaygın olarak kullanılan Brezilya çekme deneyidir. Bu deneyde de, eğer deney sırasında ilk çatlak başlangıcı göz önünde bulundurulmazsa, kaya malzemesinin çekme dayanımı genellikle olduğundan daha fazla elde edilmektedir (Diederichs 1999).

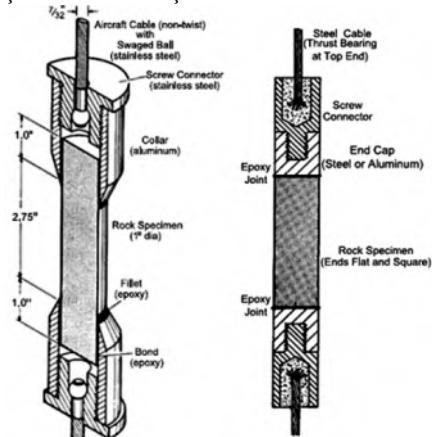
Brezilya çekme deneyinde, kaya malzemesinin içsel sürtünme açısı ve kohezyon değerinin, özellikle tanecikli ve/veya heterojen kayalarda, yenilme mekanizması üzerinde önemli bir rol oynamaktadır. Birçok kaya türünün küçük ölçekte heterojen ve anizotropik özellik göstermesi, kaya malzemesinin dayanım özelliklerini doğrudan etkilemektedir. Söz konusu nedenler ve dolaylı yöntemlerin eksikliklerinden dolayı, tek eksenli çekme dayanımının deneysel olarak belirlenmesine yönelik hangi deney yönteminin uygun olduğu konusunda bilimsel topluluklar içerisinde genel bir uzlaşma yok gibi görünmektedir. Hatta bazı araştırmacılar, çekme dayanımının bir malzeme özelliği olarak değil de bir deney özelliği olarak düşünülmemesi gerektiğini önermişlerdir (Hudson 1969).

Bu çalışmanın amacı, silindirik kaya örneklerinin tek eksenli çekme dayanımını

belirlemek için geliştirilen yeni bir deney düzeneğini tanıtmaktır. Doğrudan çekme dayanımı deney düzeneği veya PPTA (Push-Pull Tensile Testing Apparatus) olarak adlandırılan bu düzenek, sağlam kaya örneklerinin geleneksel yoldan (örneklerin iki ucundan yapıştırılıp çekmesi gibi) doğrudan çekme dayanımının belirlenmesinde de kullanılabilen, yeni geliştirilmiş bir kavrama mekanizmasını kullanmaktadır. Bu çalışmada, ayrıca, üç-boyutlu sonlu farklar yöntemiyle yapılan sayısal çözümlerle, deney sırasında örnekte meydana gelen gerilme dağılımı ve yenilme başlangıcı incelenmiştir. Ek olarak, doğal ve yapay (beton) kaya örnekleri üzerinde doğrudan ve Brezilya çekme dayanımı deneyleri yapılmış ve sonuçları PPTA deneyinden elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmıştır.

2 KAYA MALZEMESİ ÇEKME DENEYLERİ

Sağlam kaya malzemesinin doğrudan çekme dayanımı için standart deney yöntemi özellikleri ISRM (ISRM 2007) ve ASTM (ASTM 2008a) tarafından verilmiştir. Bu deney yöntemleri sağlam silindirik kaya örneklerinin doğrudan çekme dayanımının belirlenmesini kapsamaktadır. Bu yöntemde, silindirik bir karot örneği belirli bir uzunlukta kesilerek iki ucu kuvvetli bir yapıştırıcıyla (epoxy) metal başlıklara yapıştırılır. Sonra, bu metal başlıklar bir zincir veya dönmez halat vasıtasıyla deney makinesine tutturularak örnek çekme gerilmesi altında kopana kadar yüklenir. Bu deney düzeneğinde, her bir uçtaki bağlantı uzunluğu, metal başlıkların çapının en az iki katı kadar olmalıdır. Doğrudan çekme dayanımı deneyi için kullanılan bazı başlık düzenlemeleri Şekil 1'de verilmiştir.



Şekil 1 Doğrudan çekme dayanımı deney yöntemleri (Hobbs 1965, Hoek and Brown 1980)

Doğrudan çekme dayanımı deneylerinde, deney sırasında yüklemenin eksenel olmasını sağlamak ve örnekle eğilme veya burulma gibi zorlanmaları önlemek gereklidir. Ayrıca, bu deney yöntemi, genellikle her laboratuarda bulunmayan özel hidrolik çekme makinelerini gerektirmektedir. Günümüzde, bu zorluklardan dolayı çekme dayanımının belirlenmesi için doğrudan çekme deneyi yerine çok daha pratik olan dolaylı yöntemler daha çok tercih edilmektedir.

Günümüze kadar, kaya malzemesinin çekme dayanımının dolaylı olarak belirlenmesine yönelik; Brezilya çekme dayanımı (ISRM 1978, ASTM 2008b), halka deneyi (Hobbs 1965), çevrelenmiş çekme deneyi (Hoek and Brown 1980), Luong deneyi (Luong 1988), push-pull deneyi (Gorski 1993) ve üç veya dört-nokta yüklemeli eğilme dayanımı deneyi (ASTM 2010a, ASTM 2010b) gibi birkaç yöntem önerilmiştir. Bunların arasında, en pratik ve en çok kabul görmüş olanı, örnek hazırlama kolaylığı, deney sonuçlarının tekrarlanabilir olması ve deney yönteminin basitliği nedeniyle, Brezilya çekme deneyi yöntemidir.

Brezilya çekme deneyi yönteminin özellikleri ISRM ve ASTM tarafından verilmiştir. Bu deney yöntemi aynı zamanda kaya malzemesinin çekme dayanımını belirlemek için ISRM tarafından resmi olarak önerilen yöntemler arasındadır (ISRM 2007). Bu yöntem, çapsal olarak örneğin alt ve üst yüzeylerine uygulanan yük sonucu, örnek merkezi civarında yükleme eksenine dik olarak oluşan çekme gerilmesi ile örneğin yenilmesi esasına dayanmaktadır. Yükleme çeneleri, disk şeklindeki örneğin yanall yüzeyine karşılıklı olarak alt ve üstten yaklaşık 10°'lik bir yay boyunca yük uygulamaya uygun olmalıdır. Silindirik disk şeklindeki deney örneklerinin kalınlık/çap (t/D) oranları 0.2 ve 0.75 arasında ve örnek çapı (D) en büyük tanecik boyutunun 10 katından büyük olacak şekilde olmalıdır (ISRM 2007).

Brezilya deney yöntemini ile kaya malzemelerinin çekme dayanımının hesaplanmasındaki pratiklik gibi bir avantajın yanında, hesaplanan çekme dayanımı değerinin gerçek çekme dayanımından fazla olarak hesaplanması gibi bir dezavantajı da mevcuttur.

3 DOĞRUDAN ÇEKME DAYANIMI DENEY DÜZENEGİ

Bu çalışmanın amacı, ISRM ve ASTM tarafından önerilen 54 mm çapındaki silindirik karot örneklerinin çekme dayanımının belirlenmesi için

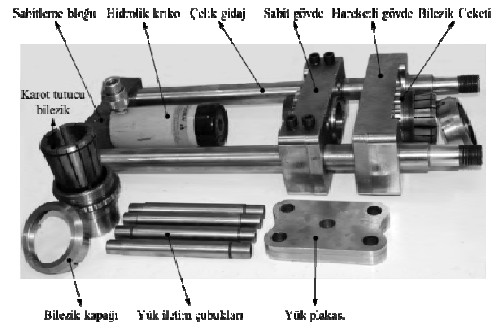
tasarlanan yeni bir doğrudan çekme deneyi düzeneği tanıtmaktır. Bu sistemin başlıca avantajları aşağıdaki gibidir;

- Örnek hazırlama, metal başlık ve yapıştırıcı gerektirmez,
- Uygulama için çekme doğrultusundan çalışan deney makinası gerektirmez,
- Kolayca taşınabilir ve arazide kullanılabilir.

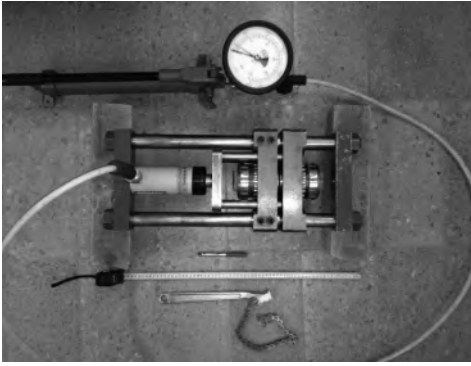
Şekil 2'de PPTA deney düzeneğinin ana bileşenleri sunulmaktadır. Deney düzeneğinin parçaları şu şekildedir;

- Bilezik ceketleri
- Sabit ve hareketli gövdeler
- Yük iletim çubukları
- Yük plakası
- Ana çerçeve (çelik silindirler ve sabitleme bloğu)
- Hidrolik krika (portatif kullanım için)

Şekil 2'den de görülebileceği gibi, bu düzeneğe özel kavrama mekanizmasıyla karotun bir ucu sabitlenerek diğer ucunun hidrolik bir krika vasıtasıyla çekilmesi esasına dayanır. Kırılma yükü, uygulanacak yük ve istenilen hassasiyete göre değiştirilebilen bir yük göstergesinden okunur. Göstergedeki yük değeri, kaya örneğinin doğrudan çekme gerilmesi altındaki kopma kuvvetini verir (Şekil 3). Bu kuvvetin örnek kesit alanına bölünmesiyle de kayanın ortalama çekme dayanımı değeri elde edilmektedir. Burada dikkat edilmesi gereken ve daha sonra detaylı olarak anlatılacak husus, ortalama çekme dayanımı değerinin örneğin gerçek çekme dayanımı değerini yansıtmamasıdır.

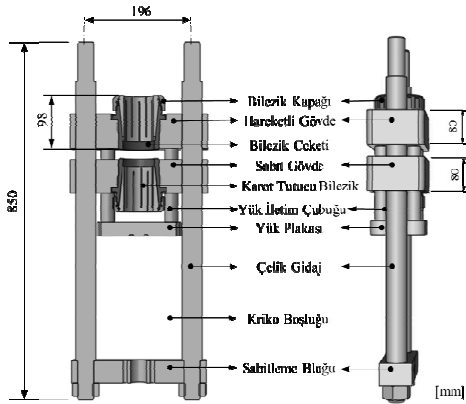


Şekil 2 PPTA deney düzeneğinin ana bileşenleri.



Şekil 3 Hidrolik kriko ve yük göstergesi ile birlikte PPTA deney düzeneği.

Şekil 4’de deney düzeneğinin CNC (Computer Numerical Control) tezgahında üretim, için hazırlanmış olan üç-boyutlu katı modeli gösterilmektedir. PPTA deney düzeneği yumuşak çelik kullanılarak imal edilmiştir. Deney düzeneğinin ağırlığı daha hafif bir malzeme kullanılarak düşürülebilir. Kolayca taşınabildiği ve silindirik karotlar için örnek hazırlama gerektirmediğinden, PPTA deney düzeneği arazide de kullanılabilir.



Şekil 4 Deney düzeneğinin üç boyutlu katı modeli.

Karot tutucu bilezikler konik yapılarından dolayı artan yükle birlikte silindirik karot örneklerini sahada sıkıca kavrayabilecek özelliktedirler. Tutucu bileziklerin bu konik şekli, bilezik ceketlerinin de konik şeklinde olmasından dolayı tutucu bileziklerin çapsal olarak daralarak karot örneğini kavramasını sağlar. Şekil 5’de karot tutma mekanizmasının montaj bileşenleri göstermektedir.



Şekil 5 Karot tutma mekanizmasının bileşenleri.

Bu deney düzeneği, basit bir el krikosu ile arazi veya laboratuarda ortamında portatif olarak kullanılabilmesi gibi, kaya malzemesin yenilme sonrası davranışı ve yük-deformasyon eğrisinin elde edilmesi için aynı zamanda uygun bir hidrolik yükleme makinesinde de kullanılabilir. Bu durumda, hidrolik krikonun deney düzeneğinden çıkartılır. Örnek boyutuna göre sabit ve hareketli gövdeler arasındaki mesafeyi ayarlamak için sabit gövde üzerinde 4 adet vida bulunmaktadır. Bu sayede sabit gövde çelik gıdaıların üzerinde istenilen yerde sabitlenebilmektedir. Hidrolik yükleme makinesi kullanımında yapılacak bir diğer ayarlama ise, hidrolik krikonun monte edildiği gıdaı sabitleme bloğunun sökülerek deney düzeneğinin diğer ucuna yerleştirilmesidir. Böylece, hidrolik yükleme makinesi ile yük plakası teması sağlanabilir.

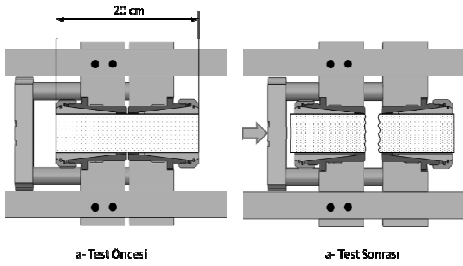
4 DENEY YÖNTEMİ

4.1 Örnek Hazırlama ve Deneyin Yapılışı

Deney için gerekli karot boyutu, imal edilen ilk örnek deney düzeneği için yaklaşık 18-20 cm’dir. Bu değer karot tutucu bileziklerin boyu örneğin 80 mm den 40 mm’ye küçültülmesiyle azaltılabilir. Bu durumda gerekli karot boyu 13-15 cm olacaktır. Test edilecek örnekler üzerinde hiçbir detaylı örnek hazırlama işlemi yapmaya gerek yoktur. Örnek uçları kesildikten sonra düzeltilmeden olduğu gibi bırakılabilir. Deneyin yapılabilmesi için karot örneklerinin sadece minimum uzunluğa getirilmesi yeterlidir.

Sistemin çalışma mekanizması oldukça basittir. Silindirik bir karot örneği, biri sabit diğeri hareketli olan iki çelik gövde içersine, tutucu bileziklerle birlikte yerleştirilir ve sonra hidrolik bir krikonun vasıtasıyla kopana kadar çekme kuvvetine maruz bırakılır. Burada söylenmesi gereken önemli bir

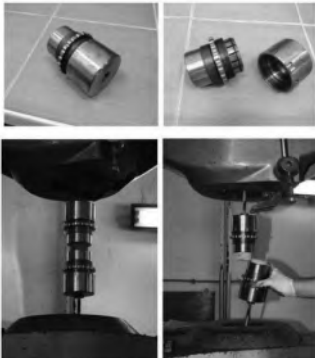
dört noktadan eşit olarak hareket ettirildiğidir. Dolayısıyla, çelik gıdajlar, dış merkezli bir yükleme nedeniyle kaya örneği içinde oluşabilecek kesme ve eğilme kuvvetlerini önlemek amacıyla, hareketli gövde içindeki delikler ve yük çubukları arasındaki uyum göz önünde bulundurularak tasarlanmıştır. Şekil 6'da deney yönteminin çalışma şekli şematik olarak gösterilmektedir. Ortalama çekme dayanımını elde etmek için, yük ölçerinde okunan en yüksek çekme kuvveti test edilen örneğin kesit alanına bölünür.



Şekil 6 Deney yönteminin çalışma şeklinin şematik olarak gösterimi

4.2 Doğrudan Çekme Dayanımı Başlıkları

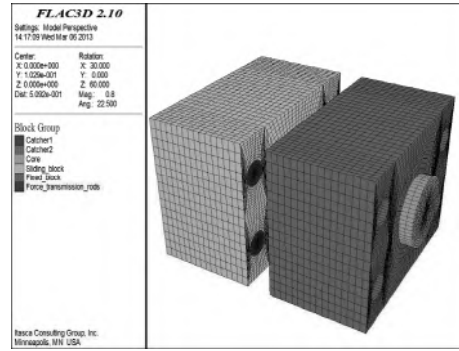
Şekil 7'den de görülebileceği gibi, bu çalışmada kaya örneğinin geleneksel yoldan doğrudan çekme dayanımının belirlenmesi yönelik yeni bir kavrama mekanizması da tanıtılmıştır. Bu amaçla, dönmez özellikli çelik kablo ve bir çift vidalı başlığın PPTA'da da kullanılan kavrama mekanizmasıyla birlikte kullanılması gerekmektedir. Bu sistemin başlıca avantajları olarak örnek uçlarının hazırlanmasına ve örneğin sabitlenmesi için yapıştırıcıya gerek kalmaması gösterilebilir.



Şekil 7 Geleneksel doğrudan çekme dayanımı

5 SAYISAL GERİLME ÇÖZÜMLEMESİ

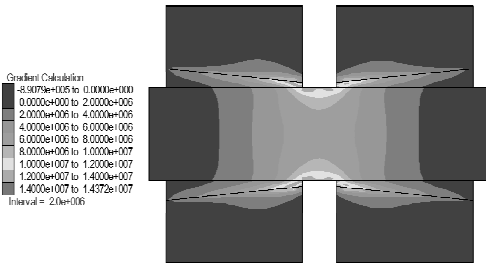
Deney düzeneğinin çalışma mekanizmasını ve yükleme sırasından örnekte ve deney düzeneğinde oluşan gerilme dağılımını elde etmek için, önerilen deney düzeneğinin tam ölçekli üç-boyutlu sayısal modelleme çalışması yapılmıştır (Şekil 8). Burada, deney düzeneğini sağlam kaya malzemesinin çekme dayanımını belirlemek için uygun olup olmadığı ve örnek yenilmesinde etkili olan gerilme biçiminin belirlenmesi amaçlanmıştır.



Şekil 8 Deney düzeneğinin tam ölçekli üç-boyutlu sayısal modeli.

Sayısal çözümlemelerde, Itasca tarafından geliştirilen üç-boyutlu açık sonlu farklar (explicit finite difference code) yazılımı olan FLAC3D (Fast Lagrangian Analysis of Continua) (Itasca, 2005) paket programı kullanılmıştır. Tam ölçekli modeli hazırlanan deney düzeneği, yükleme mekanizması ve ölçek faktöründen kaynaklanabilecek hataları en aza indirmek için, gerçek yükleme biçimiyle aynı şekilde yüklenmiştir. Çelik-çelik ve çelik-kaya arayüzleri de gerçek kayma mekanizmasını yansıtabilmek için ayrıca modellenmiştir.

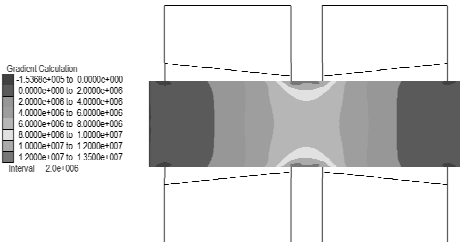
Elastik çözümlemelerde, deney düzeneği ve örnek içerisinde oluşan maksimum ve minimum asal gerilme dağılımını elde etmek için, deney düzeneği ve kaya örneğine deformasyon modülü ve Poisson oranı gibi elastik özellikler atanmıştır (Şekil 9). Sayısal çözümlemelerde kullanılan malzeme özellikleri Çizelge 1'de sunulmaktadır.



Şekil 9 Deney düzeneği ve kaya örneğine oluşan maksimum asal gerilme dağılımı.

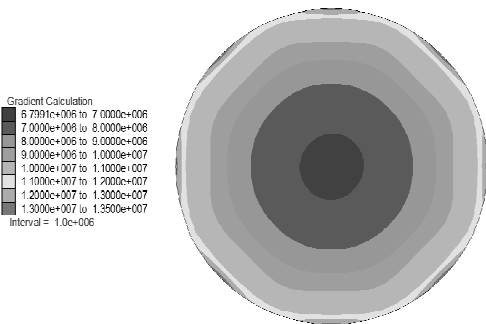
Çizelge 1. Elastik ve elasto-plastik çözümlemelerde kullanılan malzeme özellikleri.

Malzeme	Deformasyon modülü, E	Poisson oranı, ν	Kohezyon, c	İçsel sürtünme açısı, ϕ	Çekme dayanımı
Çelik	200 GPa	0.3	--	--	250 MPa
Kaya	20 GPa	0.2	20 MPa	50°	6 MPa



Şekil 10 Kaya örneğine oluşan maksimum asal gerilme dağılımı.

Örnek çevresindeki maksimum asal çekme gerilmesi değeri, örnek kesit alanından hesaplanan ortalama asal çekme gerilmesinin 1.5 katıdır (Şekil 11).



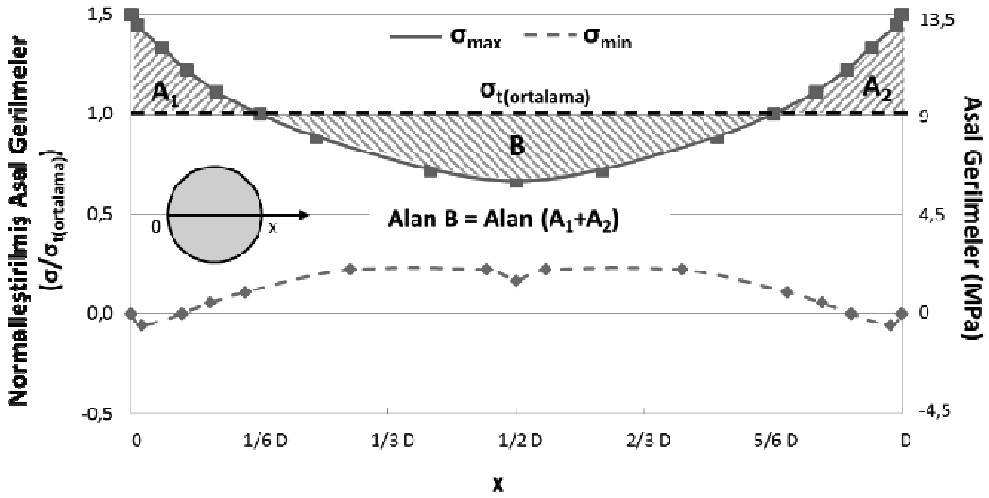
Şekil 11 Kaya örneği kesiti üzerinde oluşan maksimum asal gerilme dağılımı.

Şekil 10'dan da görülebileceği gibi, maksimum asal çekme gerilmesi örnek çevresinde oluşmakta ve örnek içersisine doğru azalmaktadır.

Burada, yük iletim çubuklarıyla örneğe uygulanan toplam itme (çekme) kuvveti aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır;

$F = 4 \text{ çubuk} \times 5153 \text{ N/çubuk} = 20612 \text{ N}$ ve böylece örnek kesit alanındaki ortalama çekme gerilmesi, $\sigma_t (\text{ortalama}) (\text{MPa}) = F(N) / A (\text{mm}^2)$ burada, $A = \pi \times 27^2 = 2289 \text{ mm}^2$ ve $\sigma_t (\text{ortalama}) (\text{MPa}) = 20612 \text{ N} / 2289 \text{ mm}^2 = 9 \text{ MPa}$ değildir.

Sayısal gerilme çözümlemesi sonuçları ise, kaya örneği çevresinde oluşan maksimum asal çekme gerilmesinin 13.5 MPa olduğunu göstermiştir. Bu farklılık deney sırasından silindirik kaya örneğinde oluşan doğrusal olmayan gerilme dağılımı nedenindendir. Şekil 12'de örnek çapı boyunca yüklenen kesit alanında oluşan maksimum ve minimum asal gerilme dağılımını göstermektedir. Şekil 12'den de görülebileceği gibi, örnek dış yüzeyinde poisson etkisi nedeniyle önemsenmeyecek derecede basınç gerilmesi oluşmaktadır (çekme gerilmesinin maksimum %3'ü kadar). Brezilya deneyinin aksine, PPTA ile gerçekleştirilen deneylerde, yenilme başlangıcının sadece tek eksenli çekme gerilmelerinin etkisiyle olduğu görülmektedir.



Şekil 12 Maksimum ve minimum asal gerilmelerin yüklenen kesit alanındaki değişimi.

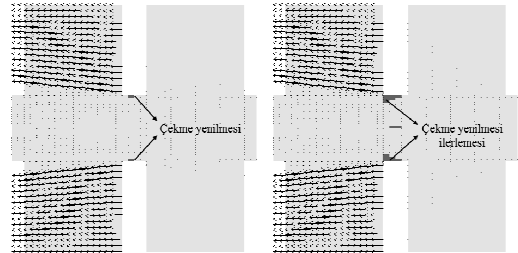
Önerilen deney yönteminde, deney sırasında kaya örneğindeki yenilme başlangıcını ve ilerlemesini gözlemlemek için, elastik çözümlere ek olarak elasto-plastik sayısal çözümler de yapılmıştır. Bu durumda, çelik malzemesinin plastik olarak davrandığı varsayılırken, kaya malzemesinin elasto-plastik olarak davrandığı ve dayanımının Mohr-Coulomb yenilme ölçütü ile tanımlandığı varsayılmıştır. Mohr-Coulomb yenilme ölçütüne göre yenilme (kırılma) anındaki asal gerilmeler arasındaki ilişki,

$$\sigma_1 = \frac{2c_i \cdot \cos\phi_i + \sigma_3(1 + \sin\phi_i)}{1 - \sin\phi_i}$$

şeklinde verilmektedir (Jaeger and Cook 1969). Burada, σ_1 ve σ_3 sırasıyla, en büyük ve en küçük asal etkin gerilmeler, c_i kaya malzemesinin kohezyonu ve ϕ_i ise kaya malzemesinin içsel sürtünme açısıdır.

FLAC3D Coulomb kayma ve/veya çekme ve kesme bağlarıyla tanımlanan ara yüzeyler sağlamaktadır. Ara yüzeyler sürtünme, kohezyon, dilatasyon, normal ve kesme katılığı ve çekme ve kesme bağ dayanımı özelliklerine sahiptir. Ara yüzeylere malzeme özelliklerinin atanması (özellikle katılık) arayüzeyin hangi amaçla kullanılacağına göre değişmektedir (ör. Çelik-çelik ara yüzü, normal katılığı $k_n = 1e12$ Pa/m ve kesme katılığı $k_s = 1e12$ Pa/m; çelik-kaya arayüzü normal katılığı $k_n = 2e12$ Pa/m ve kesme katılığı $k_s = 2e12$ Pa/m).

Sayısal çözümleme sonuçları, çekme yenilmesinin kaya örneği orta noktasının dış yüzeyinde başladığını ve örnek iç merkezine doğru hareket ettiğini göstermiştir (Şekil 13). Sayısal çözümlemelerin güvenilirliğini gösterir bir şekilde, kayan gövdede ve kayan gövde- tutucu bilezik ara yüzeyinde yüksek yer değiştirmeler gözlemlenmektedir.



Şekil 13 Kaya örneği ve deney düzeneğinde gözlemlenen yer değiştirme ve yenilme gelişimi.

6 DENEY SONUÇLARI

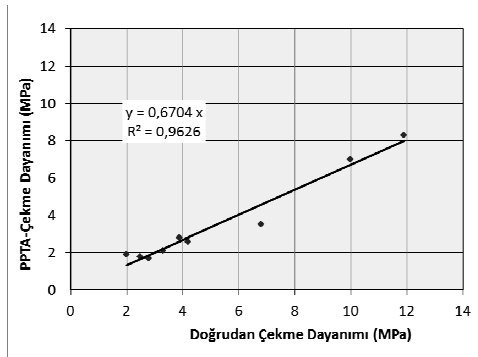
Bu çalışma kapsamında, karot örnekleri üzerinde ISRM standartlarına göre ve bu çalışmada önerilen deney düzeneği kullanılarak, doğrudan çekme dayanımı deneyleri yapılmıştır. Farklı kaya türleri üzerinde en az üç ya da daha fazla deney yapılarak ortalama değerleri hesaplanmıştır. Bu çalışmada önerilen doğrudan çekme dayanımı düzeneği

sonuçları Çizelge 2’de verilmektedir. Çizelge 2’den de görülebileceği gibi, her ne kadar PPTA sonuçları doğrudan çekme dayanımından daha düşük olsa da, PPTA ve doğrudan çekme dayanımı değerleri arasında yüksek belirleme katsayısına sahip ($R^2=0.96$) bir ilişki vardır (Şekil 14). Ölçülen bu düşük değerlerin nedeni olarak, doğrudan çekme dayanımı düzeneği deney sonuçlarının, yenilme yükünün deneye tabi tutulan örnek kesit alanına bölünmesinden hesaplanan ortalama gerilmeyi temsil ettiği gerçeği gösterilebilir. Örnek çevresindeki maksimum asal çekme gerilmesi, örnek kesit alanından hesaplanan ortalama asal gerilmeden 1.5 kat daha büyük olduğundan, gerçek dayanım değeri aşağıda gösterildiği gibi düzeltilerek hesaplanmalıdır.

$$\sigma_{t(max)} = 1.5 * \sigma_{t(ortalama)}$$

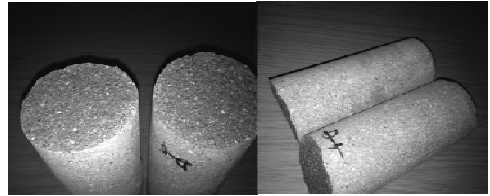
Çizelge 2 Doğrudan çekme dayanımı düzeneği (PPTA) ve doğrudan çekme dayanımı deney sonuçları.

KAYA TİPİ	PPTA Çekme dayanımı (MPa)	Doğrudan Çekme dayanımı (MPa)
Andezit	2.8	3.9
Kumtaşı	3.5	6.8
Beton	2.6	4.2
Kireçtaşı	8.3	11.9
Bazalt	7.0	10.0
Yapay kaya-A	2.1	3.3
Yapay kaya -B	1.8	2.5
Yapay kaya -C	1.7	2.8
Yapay kaya -D	1.9	2.0

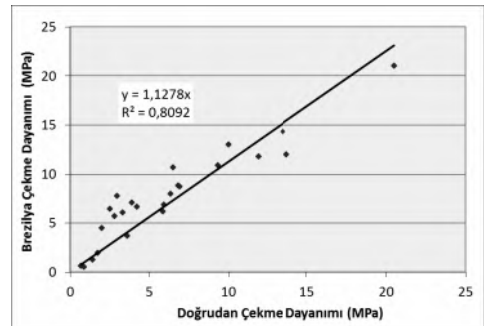


Şekil 14 PPTA ve doğrudan çekme dayanımı sonuçlarının karşılaştırılması.

Doğrudan çekme dayanımı ve PPTA deney sonuçları arasındaki küçük farklılıklar, yükleme hızı ve karot örneği içerisindeki yenilme başlangıcı ve ilerlemesindeki farklılıklardan kaynaklanabilir. Bununla birlikte, kaya malzemesinin doğası gereği (heterojen, aizotropik vb.) aynı deney yöntemi kullanıldığında bile deney sonuçlarında farklılıkların kaçınılmaz olduğu hatırlanmalıdır. Her ne kadar PPTA deneylerinde sadece sınırlı sayıda kaya türü ve yapay kaya örnekleri kullanılmış olmasına rağmen, sonuçların tatmin edici olduğu söylenebilir. Deney sonrası örnekteki yenilme yüzeylerinin görsel olarak incelenmesi, çatlak yüzeyinde herhangi bir yırtılma veya kesme (kaya tozu veya çizikler) işareti olmadığını, aksine örneğin ortasında çekme kırılması ve çekme yenilmesi oluştuğunu göstermiştir (Şekil 15). Çizelge 3’de, bu çalışmada yapılan ve diğer araştırmacılar tarafından farklı kayaç türleri üzerinde gerçekleştirilen doğrudan çekme ve Brezilya çekme dayanımı deneyi sonuçları verilmiştir. Bu deney sonuçlarının bir karşılaştırması ise Şekil 16’da sunulmaktadır. Ayrıca Şekil 16’dan da görülebileceği gibi, Brezilya deney yöntemi bilindiği gibi kayanın çekme dayanımını olduğundan yüksek olarak bulmaktadır (Li et al. 2013).



Şekil 15 PPTA kullanılarak yapılan deney örneklerindeki kopma şekli.



Şekil 16 Brezilya ve doğrudan çekme dayanımı sonuçlarının karşılaştırılması

Çizelge 3 Doğrudan çekme ve Brezilya çekme deney sonuçları (Li et al. 2013'den derlenmiştir).

Kaya Tipi	Araştırmacı (*Bu çalışmada yapılan)	Doğrudan Çekme Dayanımı (MPa)	Brezilya Çekme Dayanımı (MPa)
Bowral trakit	Jaeger (1967)	13.72	12
Gosford kumtaşı	Jaeger (1967)	3.59	3.72
Carrara mermer	Jaeger (1967)	6.90	8.72
Barre granite	Mellor ve Hawkes (1971)	13.45	14.34
Indiana kireçtaşı	Mellor ve Hawkes (1971)	5.86	6.21
Kumtaşı	Pandey ve Singh (1986)	2.96	7.80
Vitosha siyenit	Andreev (1991a, b)	20.50	21.05
Gri jips	Andreev (1991a, b)	1.75	1.99
Beyaz jips	Andreev (1991a, b)	1.42	1.29
Gravina kalkarenit	Coviello vd. (2005)	0.69	0.64
Gazbeton	Coviello vd. (2005)	0.86	0.54
Ufalei mermer	Efimov (2009)	5.90	6.90
PP kireçtaşı	Fuenkajorn ve Klanphumeesri (2011)	6.49	10.68
SB mermer	Fuenkajorn ve Klanphumeesri (2011)	6.33	8.02
SB kireçtaşı	Fuenkajorn ve Klanphumeesri (2011)	9.31	10.9
Andezit	*	3.9	7.1
Kumtaşı	*	6.8	8.9
Beton	*	4.2	6.7
Kireçtaşı	*	11.9	11.8
Bazalt	*	10.0	13.0
Yapay kaya-A	*	3.3	6.08
Yapay kaya-B	*	2.5	6.47
Yapay kaya-C	*	2.8	5.72
Yapay kaya-D	*	2.0	4.50

7 SONUÇLAR

Bu çalışmada, sağlam kaya malzemesinin doğrudan çekme dayanımının belirlenmesine yönelik yeni bir doğrudan çekme dayanımı deney düzeneği geliştirilmiştir. Bu düzeneğin en büyük avantajları aşağıdaki gibidir;

- Örnek hazırlamam, metal başlık ve yapıştırıcı gerektirmez.
- Uygulama için çekme doğrultusundan çalışan deney makinası gerektirmez.
- Kolayca taşınabilir ve arazide kullanılabilir.
- Pratik olarak doğrudan çekme dayanımının 2/3ünü verir.

Doğrudan çekme dayanımı ve PPTA deney sonuçları arasındaki farklılık, karot örneği içerisindeki maksimum asal çekme gerilmesi dağılımındaki farklılıktan kaynaklanmaktadır. Bu farklılık, sağlam silindirik kaya malzemesinin maksimum çekme dayanımını elde etmek için aşağıda gösterildiği gibi düzeltilebilir;

$$\sigma_t(\max) = 1.5 * \sigma_t(\text{ortalama})$$

PPTA'dan başka, kaya malzemesinin geleneksel doğrudan çekme dayanımını belirlemek için yeni bir kavrama mekanizması da tanıtılmıştır. Bu amaçla, dönmez özellikli çelik kablo ve bir çift vidalı başlığın PPTA'da da kullanılan kavrama mekanizmasıyla birlikte kullanılması gerekmektedir. Bu sistemin başlıca avantajları olarak örnek uçlarının hazırlanmasına ve örneğin

sabitlenmesi için yapıştırıcıya gerek kalmaması gösterilebilir.

Deneyisel ve sayısal çalışmaların sonuçları, doğrudan çekme dayanımı deney düzeneğinin (PPTA) sağlam kaya malzemesinin doğrudan çekme dayanımını belirlemek için uygun bir alet olduğunu göstermiştir. Brezilya deneyinin örnek hazırlama gerektirdiği ve kaya malzemelerinin doğrudan çekme dayanımını olduğundan daha yüksek vermesi nedeniyle, PPTA ile doğrudan tek eksenli basınç deneyinin Brezilya deneyinden daha pratik ve güvenilir olduğunu göstermektedir.

KAYNAKLAR

- Andreev, G. E., 1991a, "A review of the Brazilian test for rock tensile strength determination, Part I: Calculation Formula," *Min. Sci. Technol.*, Vol. 13 (3), pp. 445–456.
- Andreev, G. E., 1991b, "A Review of the Brazilian Test for Rock Tensile Strength Determination. Part II: Contact Conditions," *Min. Sci. Technol.*, Vol. 13 (3), pp. 457–465.
- ASTM, 2008a, "Standard Test Method for Direct Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens," *ASTM, D 2936-08*, ASTM International, West Conshohocken, PA., p. 3.
- ASTM, 2008b, "Standard Test Method for Indirect Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens," *ASTM, D 3967-08*, ASTM International, West Conshohocken, PA., p. 3.
- ASTM, 2010a, "Standard Test Method for Flexural Strength of Concrete (Using Simple Beam With Center-Point Loading)," *ASTM C293/C293M-10*, ASTM International, West Conshohocken, P.A., p. 3.
- ASTM, 2010b, "Standard Test Method for Flexural Strength of Concrete (Using Simple Beam With Third-Point Loading)," *ASTM C78/C78M-10*, ASTM International, West Conshohocken, P.A., p. 4.
- Coviello, A., Lagioia, R. and Nova, R., 2005, "On the Measurement of the Tensile Strength of Soft Rocks," *Rock Mech. Rock Eng.*, Vol. 38 (4), pp. 251–273.
- Diederichs, M.S., 1999, "*Instability of Hard Rockmasses: The Role of Tensile Damage and Laxation*," Ph.D. Thesis, University of Waterloo, p. 567.
- Efimov, V. P., 2009, "The Rock Strength in Different Tension Conditions," *J. Min. Sci.*, Vol. 45 (6), pp. 569–575.
- Fuenkajorn, K. and Klanphumeesri, S., 2011, "Laboratory Determination of Direct Tensile Strength and Deformability of Intact Rocks," *Geotech. Test. J.*, Vol. 34 (1), pp. 1–6.
- Gorski, 1993, "Tensile Testing Apparatus," United States Patent, Patent Number 5,193,396.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1980, "Underground Excavations in Rock," *Inst. of Mining and Metallurgy*, London, p. 358.
- Hobbs, D.W., 1965, "An Assessment of a Technique for Determining the Tensile Strength of Rock," *British J. Appl. Phys.*, Vol. 16, pp. 259–268.
- Hudson, J. A., 1969, "Tensile Strength and the Ring Test," *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 6 (1), pp. 91–97.
- Itasca, 2005, "FLAC3D-Fast Lagrangian Analysis of Continua-User Manual (Version 2.1)," Minneapolis, Itasca Consulting Group Inc.
- ISRM, 1978, "Suggested Methods for Determining Tensile Strength of Rock Materials," *Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr*, Vol. 15 (3), 99–103.
- ISRM, 2007, "The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974–2006," Ulusay, R. and Hudson, J.A. (eds), Ankara, p.628.
- Jaeger, J. C., 1967, "Failure of Rocks Under Tensile Conditions," *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Vol. 4 (2), pp. 219–227.
- Jaeger, J.C. and Cook, N.G.W., 1969, "Fundamentals of Rock Mechanics," Chapman and Hall, London, p. 593.
- Li, D., Ngai, L. and Wong, Y., 2013, "The Brazilian Disc Test for Rock Mechanics Applications: Review and New Insights," *Rock Mechanics & Rock Engineering*, Vol. 46, pp. 269–287.
- Luong, M.P., 1988, "Direct Tensile and Direct Shear Strengths of Fontainebleau Sandstone," *Key Questions in Rock Mechanics*, Cundall et al. (eds), Balkema, Rotterdam, pp. 237–246.
- Mellor, M. and Hawkes, I., 1971, "Measurement of Tensile Strength by Diametral Compression of Discs and Annuli," *Eng. Geol.*, Vol. 5 (3), pp. 173–225.
- Pandey, P. and Singh, D. P., 1986, "Deformation of a Rock in Different Tensile Tests," *Eng. Geol.*, Vol. 22 (3), pp. 281–292.

Andezitik kayaçların dayanım özelliklerine içyapının etkisi *Effect of microtexture on the strength properties of andesitic rocks*

Ö. Ündül

İstanbul Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Avcılar, İstanbul/Türkiye
Swiss Federal Institute of Technology, Engineering Geology, Zürih/İsviçre

N. Aysal

İstanbul Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Avcılar, İstanbul/Türkiye

A. Amann

Swiss Federal Institute of Technology, Engineering Geology, Zürih/İsviçre

M. Plötze

Swiss Federal Institute of Technology, Institute for Geotechnical Engineering, Switzerland

ÖZET: Kayaların dayanım ve yenilme davranışları içyapı özellikleri ile ilişkilidir. Önceki çalışmalarda, çoğunlukla mineral dağılımı, mineral büyüklükleri, mineral boyutları gibi bazı sayısal ve yarı sayısal petrografik değişkenlerle jeomekanik parametreler arasındaki ilişkilerin incelenmesi ile bu ilişkiler ifade edilmiştir. Bu çalışmada, Çanakkale bölgesinden elde edilen örnekler üzerinde gerçekleştirilen çevre gerilmesiz deneyler sonucunda örnekler çok geniş aralıkta tek eksenli sıkışma dayanımı (σ_c) ve kırılma başlangıcı (σ_{ci}) değerleri sunulmuştur. Daha önce önerilmiş bazı petrografik değişkenler, andezitik kayaçların mikro yapısal özellikleri üzerinde uygulanmış ve söz konusu kayaçların jeomekanik özelliklerindeki değişimlerine etkileri tartışılmıştır. Elde edilen dayanım farklılığını ortaya koyabilmek için gerçekleştirilen detaylı petrografik ve mineralojik analizler, her bir mineral danesinin değerlendirilmesi ile birlikte, çevre gerilmesiz koşullarda oluşan kırıkların yönelim ve dağılımlarının belirlenmelerini de kapsamaktadır. Elde edilen dayanım özellikleri, petrografik, mikro yapısal ve mineralojik veriler ile değerlendirildiğinde, tek eksenli sıkışma dayanımının ve kırılma başlangıcının hamur malzemesi ile irikristal oranı ile biyotit irikristalleri tarafından kontrol edildiği ortaya konmuştur.

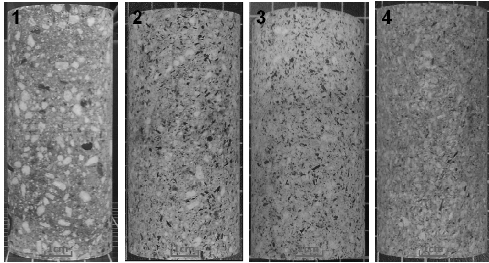
ABSTRACT: The strength and failure behaviour of rocks are directly related with the microtextural properties of rocks. This situation was stated by previous studies where some quantitative and semi-quantitative properties like the spatial distribution of minerals, mineral grain sizes, mineral dimensions etc. were encountered to establish a relation with the geomechanical properties of rocks. The data obtained from unconfined compressive tests of the samples taken from Çanakkale region demonstrate substantial variations both on the peak strength and the microcrack initiation stresses. In this study, some of the previously proposed petrographic variables were utilized to obtain a relation between the microtextural properties of and the geomechanical behaviour of these rocks. To achieve this goal detailed petrographical and mineralogical analyses comprise the determination of the orientation and distribution of microcracks under unconfined compressive loadings as well as the analyses of each mineral grain. The evaluation of the petrographic, micro textural, mineralogical and the strength parameters suggests that the peak strength and the micro crack initiation is controlled by the ratio of ground mass and the phenocrystals and the biotite phenocrystals.

1 GİRİŞ

Kayaçların tek eksenli sıkışma dayanımları (UCS) ve çatlaklanma eşik değerleri (σ_c) petrografik, mineralojik ve mikroyapısal özelliklerine göre farklılık göstermektedir. Mikro yapıyı oluşturan mineralojik bileşim, mineral dane şekilleri ve boyutları, daneler arası ilişkiler vb. öğelerin tek eksenli sıkışma dayanımı ve kırılma üzerindeki etkileri pek çok çalışmacı tarafından farklı kayalar için değerlendirilmiştir (Brace vd 1966, Lajtai 1974, Ulusay vd 1994, Tugrul ve Zarif 1998, Prikryl 2006, Nicksiar ve Martin 2013 ve diğerleri). Çoğunlukla modal analizlerden yararlanılan önceki çalışmalara ek olarak bu çalışma kapsamında, detaylı sayısal petrografik ve mineralojik analizler gerçekleştirilmiştir. Elde edilen içyapıya ait veriler, andezitik kayaçların tek eksenli sıkışma koşullarındaki dayanım ve kırılma değerlerine etkileri yönünden değerlendirilmiştir.

1.1 İncelenen kayaçların genel özellikleri

Çalışmaya konu olan andezitik kayaçlar Çanakkale (Gökçeada) bölgesindeki Miyosen yaşlı volkanik seriden elde edilmiştir. Kayaçların genel bileşimleri feldspat, amfibol ve biyotit iri kristalleri ile ince daneli hamurdan oluşmaktadır. Bazı örneklerde nadiren kuvars iri kristallerine rastlanmıştır. Kayaçalarda belirgin heterojen bir farklılık bulunmamaktadır. Dört farklı bölgeden alınan örneklerin genel görünüşleri Şekil 1'de sunulmuştur.



Şekil 1. Dört farklı bölgeden alınan örneklerin genel görünüşleri

2 YÖNTEMLER

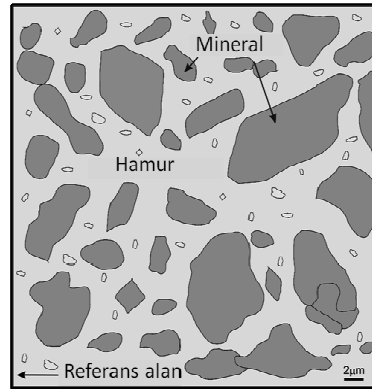
2.1 Mineralojik analizler

Çeneli kırıcılarda 0.4mm'nin altında boyutlara indirilen kaya örneklerden 2gramlık temsilci bir kısım etanol içerisinde tekrar öğütülerek 20 μ m'nin altındaki boyutlara indirilmiştir. Ardından örneklerin mineralojileri X ışını kırınımı

teknigi (XRD) ile analiz edilmiştir. Bu aşamada Bragg-Brentano kırınım cihazı (Bruker AXS D8) Co K-alfa radyasyonu ile kullanmıştır. Toz örnekler 2.5⁰ dereceden 80⁰ açığa kadar ölçülmüş olup her ölçüm aralığındaki basamak aralığı 0.02⁰ 2alfa ve her basamaktaki ölçüm süreside 4 saniye olarak belirlenmiştir. Mineralojik değerlendirmeler için faz bileşimleri DIFFRACplus yazılımı ile belirlenmiştir. Ardından sayısal mineral bileşimleri Rietveld yöntemi ile AutoQuan yazılımı kullanılarak hesaplanmıştır.

2.2 Sayısal petrografik analizler

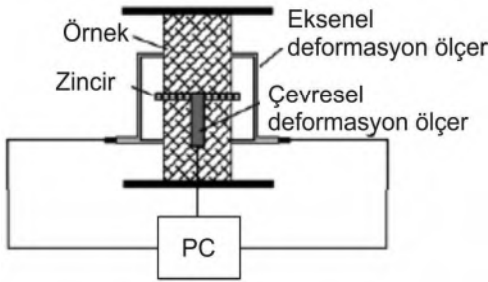
Bu çalışmada değerlendirilen ince kesitler mekanik deneylerde uygulanan yük doğrultusu gözetilerek test edilen her bir kaya örneği için hazırlanmıştır. İnce kesitlerin hazırlanmasından önce mavi renkli akışkan bir reçine örneğe emdirilmiştir. Böylece deney sonrası oluşan kırıkların daha kolay tespit edilmesi amaçlanmıştır. İnce kesitlerden görüntüler Nikon Digital sight DS_U3 görüntüleme sistemi ve NIS Elements Imaging software 4.00 yazılımının desteklediği en yüksek çözünürlükte elde edilmiştir. Yüksek çözünürlüklü görüntüler hazırlanan her bir ince kesiti temsil edecek şekilde birleştirildikten sonra analiz edilmişlerdir. Bu analizlerde uzun eksenli 200 μ m'den büyük daneler iri kristalli mineral daneleri olarak, 200 μ m'den küçük daneler ise ince hamur malzemesi içerisinde değerlendirilmiştir. Danelerin ve hamur malzemesinin alansal dağılımları belirlenen referans alan içerisinde ölçülmüştür. Bu referans alanlar yükleme yönü gözetilerek her bir kesiti temsil edecek şekilde boyutlandırılmıştır (Şek. 2).



Şekil 2. Petrografik analizlerde kullanılan referans alan ve mineral danelerinin şematik görünümü

2.3 Tek eksenli sıkışma testleri

Tek eksenli sıkışma dayanımı testleri 43mm çaplı örnekler üzerinde ETH Mühendislik Jeoloji kürsüsünde 2000kN kapasiteli servo-hidrolik kontrollü test cihazında gerçekleştirilmiştir. Eksenel ve çevresel deformasyon ölçerler şekil değiştirme ölçümlerinin örnek kenarlarındaki değişimlerden etkilenmemesi için örnek boylarının yarısı seviyelerine yerleştirilmiştir. Eksenel deformasyon ölçerler karşılıklı olarak örneğin her iki tarafına sıkıca yerleştirilmiştir. Eksenel deformasyon ölçerlerin örnek üzerindeki ölçüm aralığı 50mm olarak belirlenmiştir. Çevresel şekil değiştirmeler (ϵ_{rad}) ise örneğin etrafına sarılan zincire bağlı deformasyon ölçerler yardımıyla hesaplanmıştır (Şek. 3). Test sırasında dijital geribildirim çevresel şekil değiştirme ile sağlanmıştır ve kullanılan kontrol değeri 0.03 mm/dk olarak belirlenmiştir.

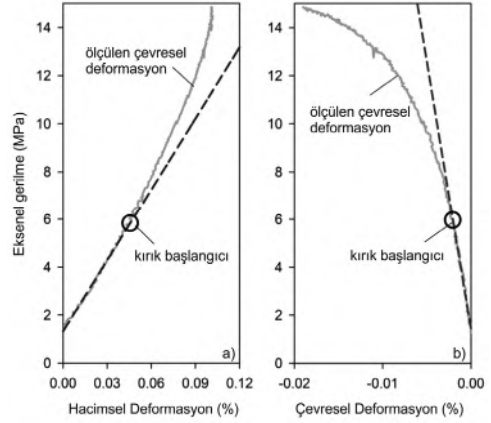


Şekil 3. Tek eksenli sıkışma dayanımı test düzeneğinin sematik görüntüsü

2.4 Kırılma başlangıcının belirlenmesi

Çevre gerilmeksiz tek eksenli testlerde kırılma başlangıcının (σ_{ci}) belirlenmesi için ölçülen deformasyon değerlerine göre değerlendirme esasına dayalı iki yöntemden yararlanılmıştır. Bu yöntemlerden ilki Brace vd. (1966) tarafından önerilen ve temel olarak gerilme ve hacimsel deformasyon eğrisinin çizgisellikten saptığı andaki en düşük eksenel gerilme değeridir (Şek. 4a). Burada, hacimsel şekil değişiminin (ϵ_{vol}) ortalaması ile eksenel şekil değişiminin (ϵ_{axial}) ortalaması ile çevresel şekil değişiminin (ϵ_{rad}) iki katının toplanması şeklindedir (Formül 1).

$$\epsilon_{vol} = \epsilon_{axial} + 2\epsilon_{rad} \quad (1)$$



Şekil 4. σ_{ci} 'nin tespitinde kullanılan gerilme-şekil değiştirme diyagramları a) Brace vd (1966) tarafından önerilen yöntem b) Lajtai (1974) tarafından önerilen yöntem

Kullanılan ikinci yöntem ise, Lajtai (1974) tarafından önerilen ve benzer prensiplerin çevresel şekil değiştirme eğrisine uygulanmasına dayanmaktadır (Şek. 4b). Bu yöntemde kırılmanın başlangıcı, gerilme - çevresel şekil değiştirme eğrisinin çizgisellikten saptığı nokta olarak ifade edilmektedir.

3 ELDE EDİLEN VERİLER ve DEĞERLENDİRİLMESİ

3.1 İncelenen kayaçların içyapısı ve mineralojisi

Tek eksenli gerilmeler altında test edilen andezit örnekleri XRD analizleri sonucuna göre ortalama % 57 feldspat mineralleri (alkali ve plajiyoklas feldspatlar), % 13 Amfibol mineralleri (Hornblend), % 12 Kuvars ve yaklaşık %2 civarında da biotit minerallerinden oluşmaktadır.

Test edilen her bir örnekten elde edilen ince kesitler üzerinde gerçekleştirilen analizlerin sonucuna göre, kayaçları oluşturan ana bileşenlere ait alansal dağılımlar ise Çizelge 1'de verilmiştir.

3.2 Örneklerin tek eksenli yükler altında dayanım özellikleri

Çevre gerilmeksiz koşullar altında test edilen andezit örnekleri 103 MPa ile 289 MPa arasında değişen dayanım değerleri vermiştir (Çizelge 2). Deney sonrasında gözle görülebilecek kırık gelişimi yok denebilecek seviyelerdedir. Yenilme sonrasında incelenen karot örneklerinden uzun eksenleri 1-2cm arasında değişen ve kalınlıkları

birkaç milimetre ile sınırlı küçük parçaların koptuğu gözlenmiştir. Bunların dışında kalan

örneklerde makroskopik boyutlarda bir kırık gözlenmemiştir.

Çizelge 1. Mekanik deneylerde kullanılan örnekleri oluşturan ana bileşenlerin alansal oranları

ÖG	Hamur (%)	Biotit (%)	Amfibol (%)	Feldspat (%)
1	51-59	2-9	2-16	13-34
2	54-56	4-13	5-21	18-24
3	47-63	0-13	11-26	12-34
4	53-61	1-9	4-20	16-40

ÖG: Örnek grubu

Çizelge 2. Örneklerin Tek eksenli sıkışma dayanımı ve kırılanma başlangıcı eşik değerleri

ÖG	UCS (MPa)	σ_{ci} (MPa) Brace vd., 1966	σ_{ci} (MPa) Lajtai, 1974
1	108-271	107-126	101-127
2	103-199	47-78	46-79
3	148-289	62-130	63-129
4	144-163	69-74	65-73

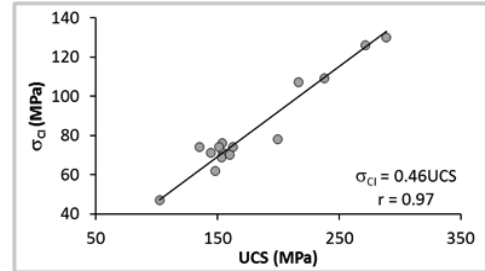
ÖG: Örnek grubu

Kırılanma başlangıcı ile en yüksek dayanım değerleri arasında farklı iki yöntemle göre 0.45 ve 0.46 arasında bir oran ilişkisi elde edilmiştir. Birbirleri ile ve UCS değerleri ile oldukça uyumlu olan bu değerler ait grafikler Şekil 5 ve Şekil 6'da verilmiştir. Söz konusu ilişkilere benzer oranlar Nicksiar ve Martin (2013) tarafından pekçok kristalli kayaç üzerinde yaptıkları çalışmalarda da vurgulanmıştır.

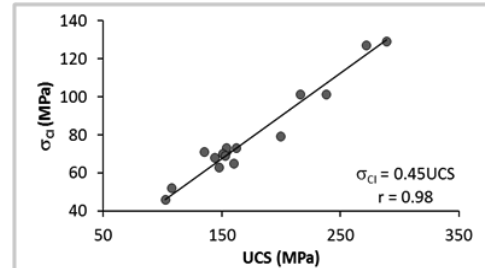
Çizelge 1 ve Çizelge 2'de verilen değer ile uyumlu olarak Şekil 7'de elde edilen grafikte biotit değerinin artmasıyla tek eksenli sıkışma dayanımının ve dolayısıyla kırılanma başlangıcı değerinin azaldığı oldukça belirgindir. Benzer bir durum Nicksiar ve Martin (2013) tarafından ifade edilmiştir. Ayrıca ve Mahabadi vd (2012) yumuşak biotit minerallerinin kırılanma gelişimine ve ilerleyişine etki edeceğini sayısal modeller üzerinde yaptıkları çalışmalarda belirtmişlerdir.

Biyotit mineralleri iri kristaller olarak veya çok ince parçalar şeklinde hamur içerisinde dağınık olarak bulunmaktadır. Biyotit diğer iki ana iri kristale göre daha yumuşak olduğundan deneye tabi tutulan örnekler içerisinde sertlik farklılığı yaratmaktadır. Bu sebeple, yükler altında gerilme ve şekil değiştirme farklılıkları oluşturduğu ve buna bağlı olarak kırılanma başlangıcı ve tek

eksenli sıkışma dayanımlarına etki ettiği düşünülmektedir (Şek. 7).

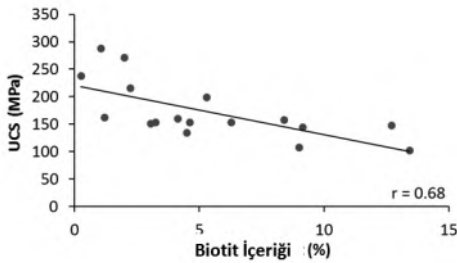


Şekil 5. Brace vd 1966'ya göre elde edilen mikro kırılanma değerlerinin tek eksenli sıkışma dayanımı ile ilişkisi

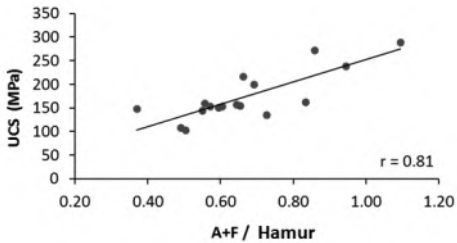


Şekil 6. Lajtai 1974'e göre elde edilen mikro kırılanma değerlerinin tek eksenli sıkışma dayanımı ile ilişkisi

Bu bulgulara ek olarak, Çizelge 1 ve 2'de sunulan veriler ve Şekil 8'de sunulan grafiğin uyumu dikkat çekicidir. Şekil 8'de verilen grafikte amfibol ve feldspat (plajiyoklas+ortoklas) minerallerinin alansal dağılımlarının toplamının hamur malzemesinin alansal dağılımına oranı ile dayanım özellikleri ilişkilendirilmiştir. Feldspat ve amfibol iri kristallerinin hamur malzemesine oranla artış göstermesi daha yüksek tek eksenli sıkışma dayanımı ve benzer şekilde daha yüksek kırılanma başlangıcı eşik değerlerinin elde edilmesine yol açacağı açık bir şekilde ortaya konmaktadır.



Şekil 7. Biotit içeriği ile tek eksenli sıkışma dayanımı ilişkisi

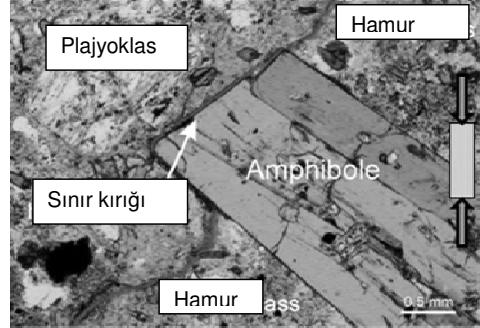


Şekil 8. Amfibol (A) ve feldspat (F) iri kristallerinin alansal dağılımı ile hamur malzemesi arasındaki ilişkinin tek eksenli sıkışma dayanımına etkisi

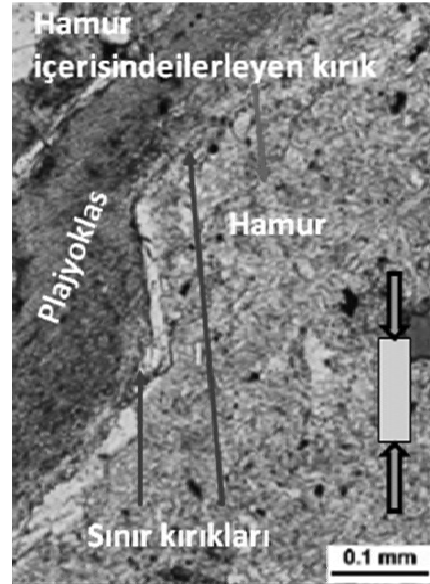
3.3 Mikro yapının kırılanma ve kırık gelişiminin etkisi

Eksenli yükler altında kırılan örneklerden elde edilen ince kesitlerde gözlenen kırıklar, petrografik analizlerde değerlendirilen irikristaller ve hamur malzemesinin dağılımı ile uyum içerisindedir. Biotite göre daha sert olan feldspat (plajiyoklas+ortoklas) ve amfibol mineralleri örneklerde bulundukları bölgelerde gerilme ve

şekil değiştirme farklılıklarını oluşturmaktadır. Bu durum kırıkların başlangıcının bu bölgelerden olmasına neden olmaktadır. Artan yükler altında kırıklar hamur malzemesi içerisine doğru ilerlediği ince kesitlerde gözlenmektedir (Şekil 9 ve 10).



Şekil 9. Mekanik deney sonrası amfibol ve hamur malzemesi arasında gelişen sınır kırığının gelişimi (oklar yüklemeye yönünü göstermektedir)



Şekil 10. Mekanik deney sonrası plajiyoklas ve hamur malzemesi arasında gelişen sınır kırığı ve bu kırığın hamur içerisindeki ilerlemesi (kalın oklar yüklemeye yönünü göstermektedir)

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada, andezitik kayaçların kırılanma başlangıcının, tek eksenli sıkışma dayanımının yaklaşık %45-46 mertebesinde başlayacağı ortaya konmuştur.

Biyotit iri kristallerinin içeriğinin kırılma başlangıcı eşik değeri üzerinde ve UCS üzerinde azaltıcı bir etkisi olduğu belirlenmiştir.

Tek eksenli gerilmeler altında test edilen andezit örneklerinin tek eksenli sıkışma dayanımlarının ve kırılma başlangıcı gerilme değerlerinin amfibol ve feldspat iri kristallerinin hamur malzemesine oranı ile önemli oranda değiştiği ortaya konmuştur.

Tek eksenli yükler altında gelişen kırıkların iri kristaller ile hamur malzemesi arasında sınır kırıkları oluşturacak şekilde başlayacağı, artan gerilmeler altında kırıkların hamur malzemesinin içine doğru ilerlediği gözlenmiştir.

KATKI BELİRTME

Bu çalışma, İstanbul Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Komisyonu'nca 17073 numaralı proje ile desteklenmiştir.

KAYNAKLAR

- Brace, W.F., Paulding B.R. and Scholz, C., 1966. Dilatancy in fracture of crystalline rocks. J. of Geophys. Res. 71 (16): 3939-3953.
- Lajtai, E.Z. 1974. Brittle fracture in compression. I. J. of Fracture 10(4): 525-536.
- Mahabadi, O.K., Randall, N.X., Zong, Z., and Grasselli, G., 2012. A novel approach for microscale characterization and modeling of geomaterials incorporating actual material heterogeneity. Geophysical Research Letters 39 (6 pp.).
- Nicksiar, M., and Martin, C.D., 2013. Crack initiation stress in low porosity crystalline and sedimentary rocks. Engineering Geology 154: 64–76.
- Prikryl, R. 2006. Assessment of rock geomechanical quality by quantitative rock fabric coefficients: Limitations and possible source of misinterpretations. Engineering Geology, 87: 149–162.
- Tuğrul, A. and Zarif, İ.H., 1998, The influence of mineralogical and textural characteristics on the durability of selected sandstone in İstanbul, Turkey, Bulletin of Engineering Geology and the Environment, Vol. 57, No. 2, 185-190.
- Ulusay, R., Tureli, K., Ider, M.H., 1994. Prediction of engineering properties of selected litharenite sandstone from its petrographic characteristics using correlation and multivariate statistical techniques. Engineering Geology 37, 135–157.

Farklı dayanım özellikli içyapı bileşenleri içeren killi kayaların gevrek kırılma aşamaları

Brittle failure stages of clay rocks having constituents with varying strength properties

Ö. Ündül

İstanbul Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Avcılar, İstanbul/Türkiye
Swiss Federal Institute of Technology, Engineering Geology, Zürih/İsviçre

A. Amann

Swiss Federal Institute of Technology, Engineering Geology, Zürih/İsviçre

P. Kaiser

Center for excellence in Mining Innovation, Kanada

ÖZET: İçyapısında farklı dayanım özellikleri gösteren bileşenler (örneğin damarlar ve matris) barındıran killi kayaların yenilme davranışlarının belirlenmesi amacıyla yüksek çözünürlüklü şekil değiştirme ölçümleri içeren tek ve üç eksenli sıkışma deneyleri gerçekleştirilmiştir. Bu deneyler sırasında akustik emisyon (ses yayılımı) izleme tekniğinden de yararlanılmıştır. Deneyler öncesinde ve sonrasında mineralojik ve mikroyapısal analizler gerçekleştirilmiştir. Çalışmaya konu olan örnekler İsviçre'nin kuzey kesimlerinde yüzeylenen 'Gipskeuper formasyonu'na ait sülfatça zengin killi kayalardan derlenmiştir. Bu kaya grubuna ait örnekler nispeten zayıf killi seviyeler (matris) ve sert anhidrit damarlarından oluşan heterojen bir yapıya sahiptir. Elde edilen bulgular düşük çevresel gerilmeler altında yenilmenin genellikle mikro kırıklanmanın ilk başladığı zayıf matris tarafından kontrol edildiğini ortaya koymaktadır. Mikroyapısal ve mineralojik farklılıkların zayıf matris içindeki dayanım ve sertlik farklılıklarına neden olduğu belirlenmiştir. Eksenel yüklerin artırılması ile söz konusu heterojenliğin gerilme ve şekil değiştirme farklılıklarına yol açtığı ve buna bağlı olarak farklı şekil değiştirme veya gerilme seviyelerinde yersel yenilme süreçlerinin geliştiği anlaşılmaktadır. Örneklerin mikro kırıkların birbirleri ile sert damarları keserek veya sınır kırıkları (matris - damar arası kırıklar) boyunca bağlantılı hale gelmesi sonucu yenilebilmeleri için damarların yönelimlerine, dağılımına ve kütlece oranına bağlı olarak daha yüksek gerilmeler veya şekil değiştirmelere ihtiyaç duyacağı belirlenmiştir.

ABSTRACT: The failure behavior of clay rocks which embodies varying components with different strength characteristics was investigated by unconfined and confined compression tests including high resolution strain measurements. Acoustic emission monitoring was also utilized during the tests. Mineralogical and microstructural analysis were carried out before and after mechanical tests. The samples subjected to this study were obtained from sulphate rich clay rocks of Swiss Gipskeuper which mostly outcrops in northern parts of Switzerland. The rocks of this unit have a heterogeneous structure with a relatively weak clay matrix and stiff anhydrite veins. The test results conclude that the failure at low deviatoric stress is controlled by the weak clay matrix where the microcracks are initiated. It is also determined that the microstructural and mineralogical heterogeneities lead strength and stress variations in the weak matrix. With increasing compressive loading these heterogeneities may cause stress and strain variations thus localized relatively smaller failures at different strain and stress levels occur. Failure of the specimens needs higher stress levels or strains to link micro fractures either by interface cracks (cracks alongside the boundary between matrix and vein) or by cracks which penetrate stiff veins.

1 GİRİŞ

Farklı dayanım ve sertlik özelliklerine bağlı heterojen yapılar içeren kayaların davranış ve dayanımlarının belirlenmesi diğer pek çok kayaca göre daha zordur. Kayacın dayanımı ve yenilme tipi, farklılıkları oluşturan bileşenlerin kaya örneği içerisindeki dağılımına, yönelimlerine, miktarına ve bu bileşenlerin dayanım ve sertlik derecelerinin ne ölçüde farklı olduklarına bağlıdır. Bu durum homojen bir matris içerisinde göreceli olarak daha dayanımlı ve sert damarlar içeren kayalar için oldukça önemlidir.

Bu araştırmaya konu olan kayalar, İsviçre'nin kuzey kesimlerinde yüzeylenmekte olan İsviçre Triyasının kaya mekanığı açısından önemli kaya birimlerinden (Grob 1976, Steiner 1993, Amann vd 2013). Gipskeuper olarak adlandırılan birim genel olarak anhidrit ve jips içeren marnlardan ve killerden oluşmaktadır. Sülfatça zengin killi kayalardan oluşan bu birim, yukarıda tariflenen davranış özelliklerinden dolayı özellikle yeraltı kazılarında çok çeşitli mühendislik sorunları yaratmasından dolayı bu çalışma kapsamında değerlendirilmiştir.

Çalışma, çevre gerilmesiz ve çevre gerilmeli koşullar altında gerçekleştirilen mekanik testler ile bu testlerin öncesi ve sonrasında yapılan mikro-yapısal ve mineralojik çalışmaları kapsamaktadır. Sıkıştırma testlerinde göreceli olarak daha zayıf killi seviyeler ile sert, dayanımı daha yüksek anhidrit damarlarından oluşan ve çapları 34mm ve 84mm olan örnekler üzerinde gerçekleştirilmiştir (Şek. 1).

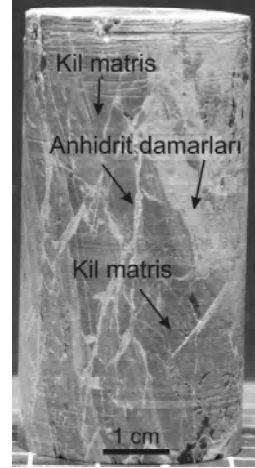
Elde edilen bulgular ile farklı dayanım ve sertlik özelliklerine sahip bileşenler içeren kayaların kırılma başlangıçları, kırık gelişimi ve dayanımlarındaki değişimlerin anlaşılması hedeflenmiştir.

2 MEKANİK TESTLER

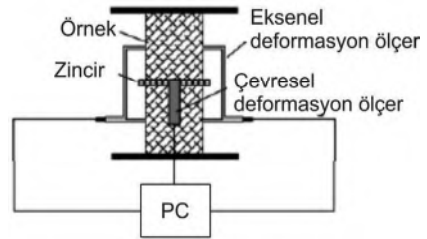
2.1 Tek eksenli sıkıştırma dayanımı testleri

Çevre gerilmesiz tek eksenli sıkıştırma dayanımı testleri ETH Mühendislik Jeoloji kürsüsünde 2000kN kapasiteli servo-hidrolik kontrollü test cihazında gerçekleştirilmiştir. Eksenel ve çevresel deformasyon ölçerler şekil değiştirme ölçümlerinin örnek kenarlarındaki değişimlerden etkilenmemesi için örnek boylarının yarısı seviyelerine yerleştirilmiştir. Eksenel deformasyon ölçerler karşılıklı olarak örneğin her iki tarafına sıkıca yerleştirilmiştir. Eksenel deformasyon ölçerlerin örnek üzerindeki ölçüm aralığı 84 mm çaplı örnekler için 50mm, 34mm çaplı örnekler için ise

35mm olarak belirlenmiştir. Çevresel şekil değiştirmeler (ϵ_{rad}) ise örneğin etrafına sarılan zincire bağlı deformasyon ölçerler yardımıyla hesaplanmıştır (Şek. 2). Test sırasında dijital geribildirim çevresel şekil değiştirme ile sağlanmıştır ve kullanılan kontrol değeri 0.05 mm/dk olarak belirlenmiştir.



Şekil 1. İncelenen kayaların tipik görüntüsü

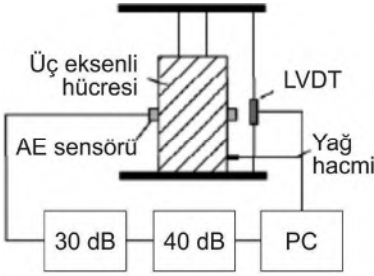


Şekil 2. Tek eksenli sıkıştırma dayanımı test düzeneğinin şematik görüntüsü (Amann vd. 2013'ten değiştirilerek)

2.2 Üç eksenli sıkıştırma testleri

Üç eksenli sıkıştırma testleri EPFL Lozan Üniversitesi Kaya Mekanığı laboratuvarlarında 2000kN kapasiteli servo-hidrolik kontrollü ve dijital geri bildirim düzenekli test cihazında gerçekleştirilmiştir. Eksenel şekil değiştirmeler 20mm LVDT (Linear Variable Differential Transformer - Doğrusal Değişkenli Fark Dönüştürücü) yardımıyla ölçülmüştür. Bu testler sırasında eksenel yer değiştirmeler geri bildirim sinyali olarak kullanılmış ve buradaki oran 0.001mm/s olarak belirlenmiştir. Test sırasında Hoek hücresindeki hacim değişimi 0.1cm³ hassasiyetinde sürekli olarak ölçülmüştür.

Hacimsel şekil değiştirmeler silindirik bir şekil değiştirmenin olduğu varsayılarak, yağın hacim değişimlerinden yararlanılarak hesaplanmıştır. Üç eksenli sıkışma testlerinde 1, 2, 4 ve 8MPa'lık çevre gerilmeleri uygulanmıştır. Deviatorik yükleme öncesinde eksenel yük ve çevresel gerilmeler sürekli olarak artırılarak belirlenmiş hidrostatik gerilme koşullarına gelmesi sağlanmıştır.



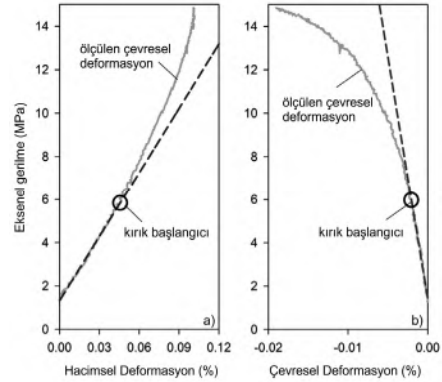
Şekil 3. Üç eksenli sıkışma dayanımı test düzeneğinin şematik görüntüsü (Amann vd. 2013'ten değiştirilerek)

Çevre gerilmeli yükleme sırasında mikro ses aktiviteleri Euro Physical Acoustic (AE - akustik emisyon) sistemi yardımıyla ölçülmüştür. 10-10000kHz arasındaki hassiyette çalışan, iki adet 17mm çaplı geniş bant aralıklı piezoelektrik algılayıcılar üç eksenli hücresine sıkıca takılmıştır (Şek. 3). Ses yükseltme işlemi iki aşamada yapılmıştır. Bunlardan ilki ön yükseltici ile 30dB'lik bir artırmadır. Sinyal alıcıya ulaşmadan ikinci aşama yükseltici devreye girerek 40dB'lik bir artırış sağlamaktadır. Verilerin kaydedilmesi önceden belirlenmiş sinyal büyüklüğünün aşılması durumunda gerçekleşmektedir. Böylece ve muhtemelen ses gürültüsü oluşturan düşük ses seviyelerine ait sinyallerin kaydedilmesi tamamen önlenemese de belirli ölçüde azaltılmaktadır.

2.3 Mikro-kırılma başlangıcının belirlenmesi

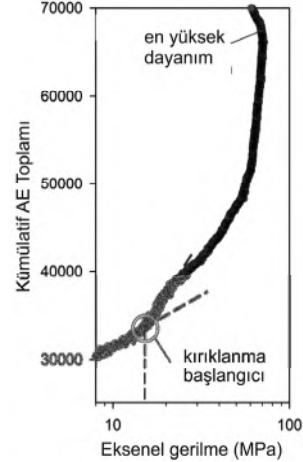
Çevre gerilmeli tek eksenli testlerde mikro-kırılma başlangıcının (σ_{ci}) belirlenmesi için ölçülen deformasyon değerlerine göre değerlendirme esasına dayalı iki yöntemden yararlanılmıştır. Bu yöntemlerden ilki Brace vd. (1966) tarafından önerilen ve temel olarak gerilme ve hacimsel deformasyon eğrisinin çizgisellikten saptığı andaki en düşük eksenel gerilme değeridir (Şek. 4a). Burada, hacimsel şekil değişimi (ϵ_{vol}) iki eksenel şekil değişimin (ϵ_{axial}) ortalaması ile çevresel şekil değiştirmenin (ϵ_{rad}) iki katının toplamı şeklindedir (Formül 1).

$$\epsilon_{vol} = \epsilon_{axial} + 2\epsilon_{rad} \quad (1)$$



Şekil 4. σ_{ci} 'in tespitinde kullanılan gerilme-şekil değiştirme diyagramları a) Brace vd (1966) tarafından önerilen yöntem b) Lajtai (1974) tarafından önerilen yöntem

Kullanılan ikinci yöntem ise, Lajtai (1974) tarafından önerilen ve benzer prensiplerin çevresel şekil değiştirme eğrisine uygulanmasına dayanmaktadır (Şek. 4b). Bu yöntemde mikro-kırılmanın başlangıcı, gerilme - çevresel şekil değiştirme eğrisinin çizgisellikten saptığı nokta olarak ifade edilmektedir.



Şekil 5. Çevresel gerilme koşullarında, σ_{ci} 'in tespitinde kullanılan mikro akustik aktiviteye ait grafik (Eberhardt vd. 1998'e göre)

Çevre gerilmeli testlerde ise kırılmanın başlangıcı (σ_{ci}) mikro ses aktivitesi yardımı ile Eberhardt vd (1998)'nin önerdiği yönteme göre Şekil 5'te gösterildiği şekilde değerlendirilmiştir. Mikro-ses aktivitesinin yanı sıra, deviatorik yüklemeler sırasında yağ hacmindeki artış ve Hoek hücresindeki düşüşlerden yararlanılarak mikro-

kırılanmanın başladığı gerilme değeri Brace vd (1966) tarafından önerilen yöntemden yararlanılarak tespit edilmiştir (Şek. 4a).

2.4 Mineralojik analizler (X Işını Kırınımı XRD) ve ince kesit çalışmaları

Örneklere ait mineralojik bileşimler XRD analizleri yardımıyla tespit edilmiştir. Örnekler ilk olarak çeneli kırıcıda 0.4mm'nin altındaki boyutlara getirilmiş ve homojenize edilmiştir. XRD ölçümleri Bragg-Brentano kırınım ölçeri (Philips PW1820) kullanılarak yapılmıştır. Toz örnekler oda sıcaklığında 2 ila 75°2Theta açıları arasında ölçülmüştür (basamak aralıkları 0.02°2Theta ve her bir basamak için zaman aralığı 4s'dir). Sayısal faz bileşimleri DIFFRACplus yazılımı kullanılarak belirlenmiştir. Ardından mineral bileşimleri Rietveld analiz yöntemine göre AutoQuan yazılımı kullanılarak tanımlanmıştır.

Bu çalışmada yararlanılan ince kesitler mekanik deneylerin öncesinde ve sonrasında hazırlanmıştır. İnce kesit hazırlanmasından önce akışkan bir mavi renkli epoksi reçine örneklere orta derecede bir vakum ile emdirilmiştir. Bu reçine kırıklara nüfuz ederek mikroskop altında kırıkların daha kolay görünmesini sağlamaktadır. Çalışmada kullanılan tüm ince kesitler kuru ortam koşullarında hazırlanmıştır.

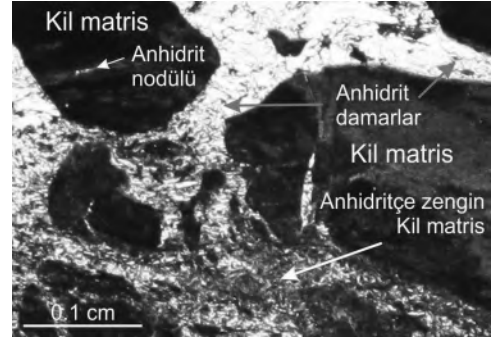
3 SONUÇLAR VE YORUM

3.1 Kaya dokusu, mineralojisi ve petrografik özellikleri

Şekil 1'de görüldüğü üzere testlere tabi tutulan örnekler genel olarak killi seviyelerden ve farklı sıklıktaki anhidrit damarlarından ve tabakalarından oluşan heterojen bir kaya dokusu sunmaktadır. Killi seviyeler içindeki anhidrit damarlarının kalınlıkları ve uzanımları mm mertebesinde cm mertebelerine kadar değişen aralıklardadır. Mineralojik bileşimi ise genel olarak anhidrit ve kil mineralleri oluşturmaktadır. Örneklerde tipik olarak kil içeriği ile anhidrit içeriği ters orantılıdır. Diğer bir deyişle düşük kil içerikli örnekler genellikle daha yüksek yoğunlukta anhidrit damarları içermektedir.

Deneylere tabi tutulan örneklerin mikroskop altındaki incelemelerinde makroskopik olarak homojen gözüken kil matrisin mikroyapısında ve mineralojisinde değişimler belirlenmiştir. Şekil 6'da görüldüğü üzere kahverengi, koyu kahverengi ve siyah olan bölgeler genellikle kil matris ve

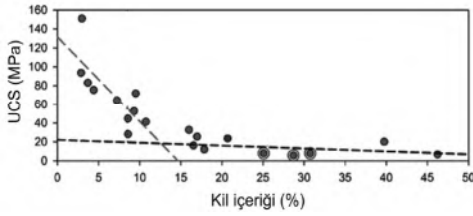
içerisinde nadiren saçılmış olarak anhidrit yumruları içermektedir. Daha gri tonlarında görülen alanlar ise ince daneli killer içerisinde ince daneli anhidritler yayılmış şekilde bulunarak anhidritçe zengin kil matrisi oluşturmaktadır. Kesitlerde genel olarak kil matrisi içindeki anhidrit içeriği ve dağılımı değişim göstermektedir. Bunun yanında farklı matris türleri aynı örnek içerisinde bulunabilmektedir.



Şekil 6. Anhidrit içeriğine göre farklı kil matrisleri

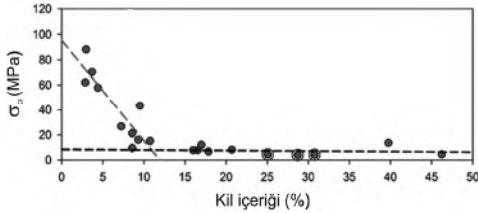
3.2 Dayanım özellikleri ve mikroçatlaklanma

Çevre gerilmesiz şartlar altında yapılan deneyler sonucunda en yüksek dayanım değerlerinin örneklerin mineralojik bileşimlerine bağlı olarak 5.6 – 151 MPa arasında değiştiği tespit edilmiştir. Düşük tek eksenli sıkışma dayanımı değerine sahip örneklerde yenilmeler kil matrisi boyunca gerçekleşmiştir. Yüksek değerlerin elde edildiği örnekler ise %84'ten fazla anhidrit içeren örneklerdir. Bu örneklerin genel görüntüleri homojen bir yapı göstermektedir. Elde edilen tek eksenli sıkışma dayanımı değerleri anhidrit damarların ve kil matrisin dayanım özelliklerini gösteren uç değerler olarak kabul edilmiştir. Kil içeriğinin %10'dan daha fazla olduğu durumlarda tek eksenli sıkışma dayanımı çok düşük oranda azalma göstermektedir (Şek. 7). Bunun tersi durum ise kil içeriğinin %7-10 aralığından düşük olması durumunda gelişmektedir. Bu durumda göreceli olarak artan anhidrit damarlara bağlı olarak tek eksenli sıkışma dayanımı gözle görülür derecede artış göstermektedir (Şek. 7).



Şekil 7. Kil içeriğine göre tek eksenli sıkışma dayanımı değerinin değişimi

Elde edilen bu sonuçların ardından, killerin kütlece dağılımları ile tek eksenli koşullar altındaki σ_{ci} arasındaki ilişkiler Şekil 8'de değerlendirilmiştir. Bu değerlendirmelerde tek eksenli sıkışma dayanımında elde edilen değerlere benzer sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Kil içeriğinin %7-10 aralığından fazla olduğu durumlarda σ_{ci} değerleri neredeyse sabit bir yönelim ile azalmaktadır. Böylece kil içeriğinin %7-10 aralığından az olduğu koşullarda kil yüzdesinin azalması ile σ_{ci} değerleri önemli bir artış göstermektedir. Bu sonuçlar ışığında, killi seviyelerin anhidritli seviyelerden daha zayıf olmasından dolayı ilk kırılanmaların ve kırılanma başlangıçlarındaki süreçlerin killi seviyelere ait mekanik özellikler tarafından denetlendiği düşünülmektedir.

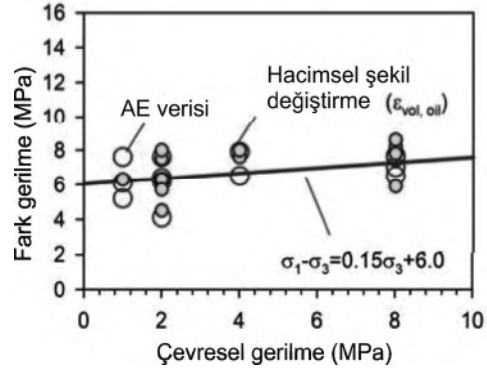


Şekil 8. Kil içeriğine göre mikrokırılanma eşik değerinin değişimi

Üç eksenli test koşullarında ise σ_{ci} değerleri birbirlerine yakındır (Şek. 9). Bu deneylerde kullanılan örnekler genelde %7'den fazla kil içermektedirler. Mikrokırılanma başlangıcı değerlerinde, deviyör gerilmelerin çevresel gerilmelerden neredeyse bağımsız oldukları Şekil 9'da görülmektedir. Mikrokırılanmanın başlaması için gereken fark gerilmeler, kil içeriği %7-10 aralığından fazla kil içeren örnekler üzerinde yapılan tek eksenli testlerden elde edilen değerler ile uyumludur.

Mikrokırılanma eşik değeri deviyör gerilmelerin çevre gerilmelerinden bağımsız olması kayacın yenilme sürecinde sürtünmenin etkin olmaması veya etkinliğinin az olmasından

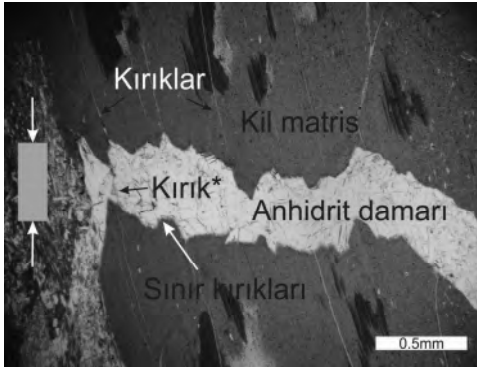
kaynaklandığı sonucunu ortaya koymaktadır (Amann vd. 2013).



Şekil 9. Çevre gerilmeli testlerde AE ve hacimsel şekil değişimi değerleri yardımıyla elde edilen σ_{ci} değerleri

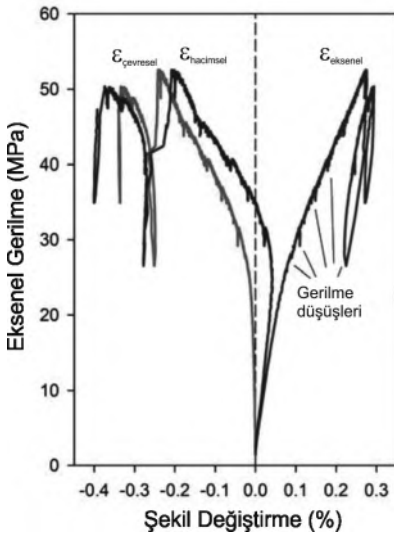
3.3 İçyapı özelliklerinin kırılanma süreçlerine etkileri

Tek eksenli sıkışma testlerine tabi tutulan örneklerden hazırlanan petrografik ince kesitlerden ve deney öncesine ait kesitlerden elde edilen veriler ışığında, mekanik deneyler sırasında mikrokırılanma kil matris içerisinde olduğu gözlenmiştir. Bunun yanında, mikrokırılanma yönelimleri değişkenlik göstermektedir ve mikroyapısal ve mineralojik değişimlere bağlı olarak yükleme doğrultusuna farklı açılarda oluşabilmektedir (Şek. 10). Şekil 10'da ayrıca anhidrit damarlar ile kil matris arasında gelişen sınır kırıkları da (arayüz kırıkları) belirgin olarak gözlenmektedir. Sınır kırıkları belirgin olarak anhidrit damarları veya nodülleri boyunca veya anhidritçe zengin kil matris bölgeleri boyunca gözlenmektedir. Bu gözlemler anhidritçe zengin killi seviyelerin kille daha zengin olan seviyelerden daha yüksek dayanımda ve daha sert olduğunu göstermektedir. Mikrokırılanma zaman zaman da olsa sert anhidrit damarlarını da kesebilmektedirler (Şek. 10). Anhidrit damarların kil matristen daha dayanımlı ve sert olmalarından dolayı bu tip mikrokırılanma yüksek dayanım özelliği gösteren heterojen yapıları kesebilmeleri ancak daha yüksek gerilme seviyelerinde oluşabilmektedir. Öte yandan damarlar şekil değiştirmeye killi seviyelere göre daha az yatkın olduklarından ve aradaki şekil değişimi farkından dolayı kil-damar sınırlarında makaslanma veya çekme gerilmeleri gelişmekte ve sonuçta sınır kırıklarını oluşturabilmektedir (Şek. 10).



Şekil 10. Sıkışma deneyine tabi tutulmuş örnekten elde edilen ince kesit görüntüsü. Kırık*: deney sırasında damara kesebilen bir kırık

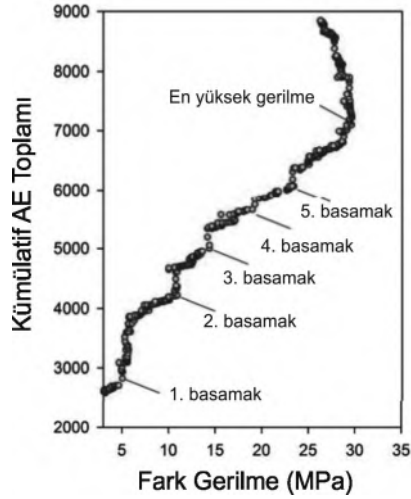
Bu analizler, σ_{ci} değerlerindeki değişimlerin kil matris içerisindeki mikroyapısal ve mineralojik farklılıklardan kaynaklandığını ortaya koymaktadır. Kil içeriği %7-10 aralığından yüksek olan örneklerde σ_{ci} değerlerindeki değişimlerin dar bir aralıkta olması mikrokırılanmanın benzer dayanım özeliğindeki kil matrisler içerisinde geliştiğinin göstergesidir. Kil içeriğinin daha yüksek olduğu örneklerdeki σ_{ci} değerlerindeki artışlar ise matris içindeki anhidrit miktarının artışı veya anhidrit damarlarının artması ile ilişkilendirilebilir.



Şekil 11. Tek eksenli sıkışma deneylerinde gözlenen gerilme düşüşleri

Farklı tiplerde ve farklı dayanım özelliklerinde matrislerin bir arada aynı örnek içerisinde bulunması çevre gerilmemiş test sonuçları ve çevre

gerilmeli deneylerde yapılan mikro-akustik ölçümleri ile de desteklenmekte ve sonuçlarda açık bir şekilde görülmektedir (Şek. 11 ve 12).



Şekil 12. Çevre gerilmeli testlerde mikro ses aktivitesinin basamaklı davranışı

Tek eksenli deneyler sırasında elde edilen gerilme-şekil değiştirme diyagramı incelendiğinde farklı eksenel gerilmeler altında ani gerilme düşüşleri görülmektedir. Deneylerin çevresel şekil değiştirme kontrollü yapıldığı göz önüne alındığında gerilme düşüşlerinin mikrokırılanma veya oluşan mikrokırıkların gelişmesinden dolayı çapsal şekil değiştirmelerdeki ani artışlardan kaynaklandığı anlaşılmaktadır. Bu durum, gerilme düşüşlerinin her biri farklı dayanım özeliğindeki kil matris bölgelerinde meydana geldiği şeklinde yorumlanmalıdır (Amann vd. 2013).

Üç eksenli testlerde kaydedilen akustik emisyon verileri artan fark gerilmeler çizgisel bir artıştan çok basamaklı bir şekilde artmaktadır. Bu durum Mogi (1962) ve Eberhardt vd. (1998) tarafından gevrek kayalar üzerinde yaptıkları çalışmalara ait verilerden farklılıklar göstermektedir (Şek. 12). Burada gözlenen beş basamaklı yapı çevre gerilmemiş koşullarda anlatılan durum ile aynı sebeplerden kaynaklanmaktadır.

3.4 İçyapı özelliklerinin en yüksek dayanım özelliklerine etkisi

Yukarıda özetlendiği gibi anhidrit damarlar kil matristen daha sert ve daha dayanımlı olduklarından heterojenliğin oluşturan sert damarların mikro kırılanma süreçlerinde yer alabilmesi için 'sınır kırıklarını' oluşturan

gerilmelerden daha yüksek gerilme koşullarına ihtiyaç vardır. Bu durum, damar yoğunluğunun kırık gelişiminde ve buna bağlı olarak duraysız kırıkların oluşmasında ve en yüksek dayanım değerlerine önemli etkisi olduğunu ispatlamaktadır.

Bu çalışmada, çevre gerilmesiz koşullarda yapılan testlerde örneklerin büyük çoğunluğunda yenilmenin hemen öncesinde ve yenilme aşamasında dahi makro boyutta kırıklar gözlenmemiştir. Bazı örneklerde yenilme sonrası (post failure) şekil değiştirme aşamasında dahi makro boyutta kırık gözlenmemiştir. Bu durum, önceki pek çok araştırmacının (örneğin: Bieniawski 1967, Martin vd 1997) gevrek kaya türleri üzerinde yaptıkları çalışmalardan farklılık arz etmektedir. Bu çalışmada mikro ve makro boyutta yapılan gözlemler, çevre gerilmesiz koşullarda gelişen mikro-kırıkların yenilme öncesinde gözle görülebilen makro-kırıkları oluşturacak veya bir alanda yoğunlaşacak şekilde birleşemediklerini ortaya koymaktadır. Bu süreçler büyük olasılıkla gelişen mikrokırıkları tutan sert ve dayanımlı damarların sayılarına, yönelimlerine ve dağılımlarına bağlıdır. Bu sebeple, diğer gevrek kırılan kayalarda yenilme öncesinde gözlenen duraysız kırık gelişiminin bu tip heterojen kaya yapılarında oluşması daha zordur.

Tek eksenli sıkışma dayanımındaki artışlar damarların toplam miktarı, yönelimleri ve dağılımları ile ilişkili olduğu açıktır. Şekil 7'de görüldüğü üzere, belirli bir damar yoğunluğunun altında damarların dayanıma etkisi çok düşüktür. Bu sınır değerinin üzerinde ise tek eksenli sıkışma dayanımı artan damar yoğunluğu ile ilişkilendirilebilir. Yüksek oranda dayanımlı damarlar içeren zayıf killi matrisle sahip örnekler düşük mikro kırıklanma değerleri gösterebilir de dayanımlı damarların fazlalığından dolayı tek eksenli dayanım değerleri yüksek olabilmektedir. Bu bağlamda, düşük fark gerilme koşullarında mikro-kırıklanma eşik değeri kil matris tarafından denetlenmektedir. En yüksek dayanım değerleri ise kayanın genel dokusu ve mikro yapısal özellikleri tarafından kontrol edilmektedir.

4 SONUÇLAR

İçyapı özelliklerinin mikro-kırıklanma ve en yüksek dayanım değerlerine etkileri değerlendirildiğinde, gerilme ve şekil değiştirmedeki heterojenlik hem kil matrisin dayanımındaki farklılıklardan hem de heterojen kaya yapısından kaynaklandığı aşikardır. Sonuç olarak mikro-kırıklanmayı başlatmak için gerekli

olan gerilme ve şekil değiştirme eşik değerleri noktasal olarak bazı alanlarda aşılsa da teste tabi tutulan örneğin diğer bölgeleri elastik davranışı sürdürüebildiği sonucu ortaya çıkmaktadır.

Bu bağlamda, farklı dayanım özellikli içyapı bileşenleri içeren killi kayaların gevrek kırılma davranışları tek ve üç eksenli deneyler ile yüksek çözünürlüklü deformasyon ölçümleri ve mikro akustik izleme yöntemleri mikroyapısal ve mineralojik analizler ile birlikte değerlendirilmiş ve aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır.

1. Düşük deviatorik gerilmelerde kırılma başlangıç süreçleri zayıf kil matrisi içinde gelişmekte ve mikrokırıklanma eşik değeri kil matrisin özelliklerine göre değişmektedir.
2. Sıcılık değerlerindeki değişimler kil matrisin mineralojik ve mikroyapısal özelliklerinden dolayı kazandığı dayanım farklılıklarından kaynaklanmaktadır.
3. Mikrokırıklanma ötesindeki gerilme koşullarında gelişen kırıklar anhidrit damarlar tarafından tutulmakta böylece çevre gerilmesiz koşullarda gelişen kırıklar bir araya gelememektedir. Bu durum duraysız kırık gelişimini engelleyici yönde rol oynamaktadır.
4. Bu tip heterojen kayaların dayanımı, kaya dokusu ve damarların yoğunluğu ile ilişkilidir. Mikro kırıklanma değerleri düşük olsa dahi örnekler yüksek dayanım değerleri verebilmektedirler.

KAYNAKLAR

- Amann, F., Kaiser, P.K. and Ündül, Ö., 2013, Brittle failure processes in veined clay rock with Large strength contrasts between vein and matrix. 47th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium, San Francisco, Abstract Book p.40 and Symposium CD Paper No:338
- Bieniawski, Z.T. 1967. Mechanism of brittle failure of rock Part I - Theory of fracture process. I. J. of Rock Mech. and Min. Sc. and Geomech. Abstr. 4: 4, 395-406
- Brace, W.F., B.R. Paulding, and C. Scholz. 1966. Dilatancy in fracture of crystalline rocks. J. of Geophys. Res. 71: 16, 3939-3953
- Eberhardt, E., D. Stead, B. Stimpson, R.S. Read. 1998. Identifying crack initiation and propagation thresholds in brittle rock, Can. Geotech. J. 35: 222-233
- Grob H (1976) Swelling and heave in swiss tunnels, Bulletin of International Association of Engineering Geologists, 13, 55-60
- Lajtai, E.Z. 1974. Brittle fracture in compression. I. J. of Fracture 10: 4, 525-536.
- Martin, C.D. 1997. Seventeenth Canadian Geotechnical Colloquium: The effects of cohesion loss and stress path on brittle rock strength, Can. Geotech. J. 34: 698- 725
- Mogi, K. 1962. Study of elastic shocks caused by the fracture of heterogeneous materials and its relations to earthquake

phenomena, Bulletin of the Earthquake Research Institute
40: 125-173

Steiner W (1993) Swelling rock in tunnels: Characterization,
effect of horizontal stresses and construction procedure, I.
J. Rock Mech. and Min. Sc. & Geomech Abstr, 30 (4),
361-380

Piroklastik kayaların dayanımı üzerinde su içeriğinin etkisi

The effect of water content on the strength of pyroclastic rocks

S. Kahraman

Hacettepe Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Ankara

M. Sarıbıyık

Niğde Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Niğde

ÖZET: Kayaların tek eksenli sıkışma dayanımı (TESD), dolaylı çekme dayanımı (DÇD) ve nokta yük dayanımı (NYD) mühendislik uygulamalarında yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu direnç parametreleri su içeriğinden önemli derecede etkilenebilmektedir. Bu çalışmada, Kapadokya yöresinden toplanan 32 farklı piroklastik kayanın TEB, DÇD ve NYD üzerinde suya doygunluğun etkisi araştırılmıştır. Deney sonuçları, suya doygunluktan kaynaklanana direnç kaybının TESD için % 13.3' den % 81.1' e, DÇD için % 8.2' den % 82.9'a ve NYD için % 13.9' dan % 82.4'e kadar değiştiğini göstermiştir. Ayrıca, kuru ve suya doygun direnç değerleri arasında regresyon analizleri yapılmış ve doğrusal eşitlikler geliştirilmiştir. Geliştirilen bu eşitlikler yardımıyla, piroklastik kayaların kuru direnç değerlerinden suya doygun direnç değerlerinin tahmin edilebileceği söylenebilir.

ABSTRACT: Uniaxial compressive strength (UCS), indirect tensile strength (ITS) and point load strength (I_s) are widely used in engineering applications. These strength parameters can be significantly affected by water content. In this study, the effect of water saturation on the UCS, ITS and I_s of 32 different pyroclastic rocks collected from Cappadocia region was investigated. The results showed that the strength loss due to water saturation range from 13.3 % to 81.1 % for UCS, range from 8.2 % to 82.9 % for ITS, and range from 13.9 % to 82.4 % for I_s . Regression analysis were also performed between saturated and dry-rock strength values and linear equations were derived. It can be said that the saturated strength values of pyroclastic rocks can be predicted from the dry strength values using the derived equations

1 GİRİŞ

Genellikle çok yumuşak ve yumuşak kayaç grubuna piroklastik kayaçlar volkanlardan püskürtülen kırıntıların yeryüzünde depolanmasıyla oluşmuşlardır. Tüf, ignimbirit, lapilli taşı, volkanik breş ve aglomera en önemli piroklastik kayaç türleridir. Genellikle düşük yoğunluk ve yüksek gözeneklilik oranına sahip piroklastik kayaçlarda yoğun bir mikro-çatlak yapısı gözlenmektedir. Ayrıca, önemli oranlarda kil mineralleri içerebilmeleri dikkat çeken özelliklerindendir.

Çoğunlukla 50 MPa'dan düşük tek eksenli basınç dayanımına sahip olmalarına rağmen, 200 MPa değerine kadar dayanıma sahip piroklastik kayaçlara da rastlanmaktadır. Yoğunlukları 0.75 g/cm^3 'den 2.75 g/cm^3 'e, gözeneklilik değerleri ise

% 4.7' den % 69' a kadar değişebilmektedir (Frolova,2008).

Piroklastik kayalardan belli özelliklere sahip olanlar eski çağlarda yaygın bir şekilde yapı taşı olarak kullanılmış ve halen kullanılmaya devam edilmektedir. Diğer yandan, bu kayaçlar içerisinde tarihi çağlarda barınma amaçlı mağara ve benzeri açıklıklar kazılmış olup; günümüzde de depolama veya sosyal amaçlı mekanlar yapılmaktadır. Ayrıca, söz konusu kayaçlar çeşitli yapılara (bina, yol vs.) temel teşkil etmektedir.

Piroklastik kayaçlar çimento ve inşaat sektöründe yaygın olarak kullanılmaktadır. Tekstil, tarım, kimya ve kozmetik endüstrilerinde de kullanılan bu kayaçların kullanım alanlarına her geçen gün yenisi eklenmektedir.

Tek eksenli basınç dayanımı (TESD), Brazilian çekme direnci (DÇD) ve nokta yük direnci (NYD),

kayaçlarla ilgili mühendislik projelerinde yaygın olarak kullanılan direnç özellikleridir. Kayaçların su içeriğindeki değişimin veya suya doygunluğunun bahsedilen direnç özelliklerini önemli oranda etkileyebildiği genel olarak bilinmektedir. Ancak, farklı kayaçlar için direnç üzerinde su içeriğinin etki derecesi hakkında literatürde detaylı çalışmalar bulunmamaktadır. Piroklastik kayaçlar yüksek gözenekliliğe sahip olup, suya karşı hassas kayaçlardır. Bu çalışmada, Kapadokya yöresinden toplanan, geniş bir direnç aralığına sahip 32 farklı piroklastik kayacın TESD, DÇD ve NYD üzerinde suya doygunluğun etkisi araştırılmıştır.

2 ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR

Şeyl ve kuvarsitik kumtaşı üzerinde araştırmalar yapan Colback and Wiid (1965), test ettikleri kayaçlar için kuru kayacın TESD' ne kıyasla suya doygun kayacın TESD' inde % 50 azalma olduğunu göstermişlerdir. Yaptığı laboratuvar deneylerinde Burshtein (1969), kuvars arenit için, su içeriğinde 0' dan % 4' artmasının TESD' inde % 50 azalmaya sebep olduğunu görmüştür. Ayrıca Burshtein, kil içeriği yüksek kumtaşı için su içeriğini % 1.5' a çıkmasının TESD' nde üçte bir oranında düşmeye neden olduğunu da göstermiştir. Üç farklı kumtaşının su içeriğine bağlı olarak TESD'ndeki değişimleri inceleyen Dykeand Dobereiner(1991), genellikle kayaç zayıfladıkça suya duyarlılığın arttığını ifade etmişlerdir. Hawkins(1989), su etkisiyle oluşan direnç azalmasının çoğunun, özellikle yüksek dirençli kayaçlar için % 0 ile % 1 su içeriği aralığında meydana geldiğini açıklamıştır. Suya duyarlılık üzerinde mineraloji ve dokunun etkisini araştıran Hawkins and McConnel(1992), kumtaşlarının suya duyarlılığının kayacın mikro-dokusundan ziyade kuvars ve kil içeriği oranları tarafından kontrol edildiğini bulmuşlardır. Çeşitli kayaçlar üzerinde yapılan deney sonuçlarına göre Vasarhelyi (2002, 2003 ve 2005), çeşitli kayaçların direnci üzerinde suyun etkisini incelemiş ve test edilen kayaçlar için doymun TESD/kuru TESD oranları önermiştir.Vasarhelyi and Van (2006), kayaçların suya karşı duyarlılığının değişken olduğunu ifade etmiş ve kumtaşının su içeriğine karşı duyarlılığını tahmin etmek için bir yöntem önermiştir. Kahraman et al. (2008), mermerlerin TESD, DÇD ve NYD üzerinde suya doygunluğun etkisini araştırmış ve dikkate alınan direnç özellikleri için doymun TESD/kuru TESD oranlarını

belirlemişlerdir. Török and Vasarhelyi (2010), bazı Macaristan travertenlerinin mekanik özellikleri üzerinde suyun etkisini incelemiş; doymun ve kuru kayacın TESD arasında doğrusal bir korelasyon bulmuştur. Magmatik kayaçların TESD, DÇD ve NYD üzerinde suya doygunluğun etkisini inceleyen Kahraman et al. (2012), su etkisiyle meydana gelen direnç azalmalarını ve doymun TESD/kuru TESD oranlarını sunmuşlardır.

Kayaçların direncinin su içeriğine duyarlılığının oldukça değişken olduğu yapılan araştırmalardan anlaşılmaktadır. Literatürde mevcut doymun TESD/kuru TESD oranları Çizelge 1' de verilmiştir.

3 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Niğde, Nevşehir, Kayseri ve Aksaray il sınırları içerisinde bulunan Kapadokya Volkanik Provinsine ait çeşitli lokasyonlardan laboratuvar deneyleri için piroklastik kayaçlara ait blok numuneler toplanmıştır. Numune alınan lokasyonların adları Çizelge 2' de verilmiş ve yerleri Şekil 1' de harita üzerinde gösterilmiştir.

Kayaç bloklarından karot numuneler hazırlanmış ve TESD, DÇD ve NYD değerlerini belirlemek üzere kurutulan ve suya doyurulan numuneler üzerinde deneyler yapılmıştır. Kurutulmak istenilen numuneler 105-110 °C' de bir hafta etüde bekletilmiştir. Suya doyurma işlemi ise, numuneleri çeşme suyunda bir hafta bekletmek suretiyle gerçekleştirilmiştir. Deney sonuçları Çizelge 2' de özetlenmiştir. Deneylerle ilgili kısa bilgiler ise aşağıda sunulmuştur.

Kuru kayaç TESD değerleri 2.2MPa (Avanos/ Nevşehir/Beyaz)' dan 46.7 MPa (Başakpınar/ Kayseri)' a kadar değişmektedir. Doymun kayaç TESD değerleri 1.4MPa (Mustafapaşa/Nevşehir)' dan 34.9 MPa (Persek/Kayseri)' a kadar değişmektedir. Kuru kayaç DÇD değerleri 0.60 MPa (Avanos/ Nevşehir/Beyaz)' dan 6.02 MPa (Başakpınar/ Kayseri)' a kadar değişmektedir. Doymun kayaç DÇD değerleri 0.23 MPa (Mustafapaşa/Nevşehir)' dan 4.54 MPa (Başakpınar/ Kayseri)' a kadar değişiklik göstermektedir.

Kuru kayaç NYD değerleri 0.26 MPa (Avanos/ Nevşehir/Beyaz)' dan 3.25 MPa (Persek/Kayseri ve Güllüce/Niğde)' a kadar değişmektedir. Doymun kayaç NYD değerleri 0.12 MPa (Avanos/ Nevşehir/Beyaz)' dan 2.23 MPa (Başakpınar/ Kayseri)' a kadar değişmektedir.

Çizelge 1. Literatürde bulunan doygun TESD/kuru TESD oranları (Nunes (1989)and Van Eeckhout (1976)' den değiştirilerek alınmıştır).

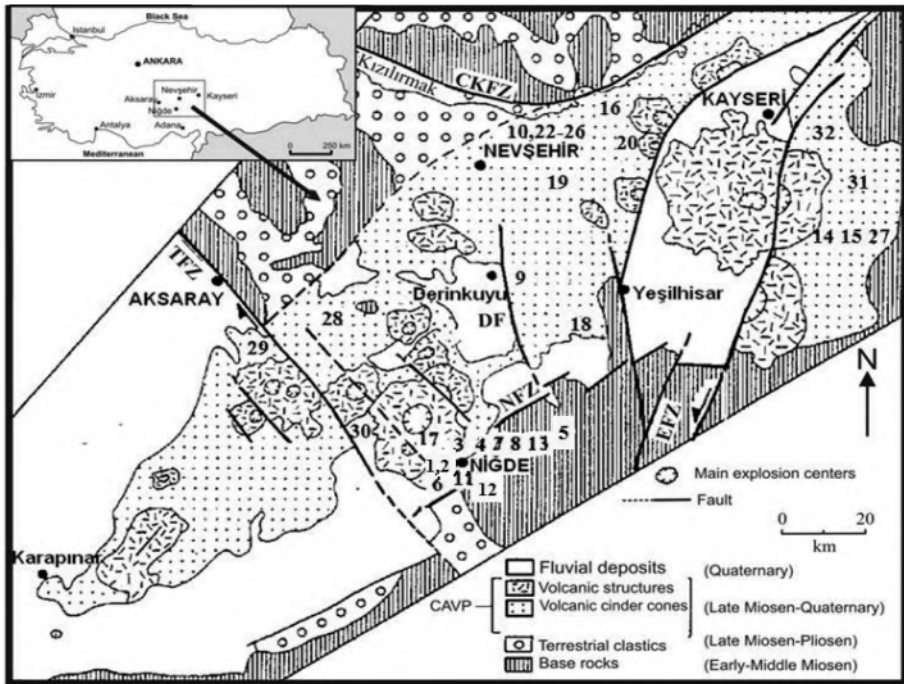
Kaynak	Kayaç	Doygun TESD/kuru TESD(%)
ColbackandWiid(1965)	Kumtaşı ve şeyl	50
HawkinsandMcConnell(1992)	Kumtaşı	22-92
Vasarhelyi(2002)	Andezitik tuf	71
	Basaltik tuf	76
	Riyolitik tuf	69
Vasarhelyi(2003)	Kumtaşı	76
Vasarhelyi(2005)	Kireçtaşı	66
Obert et al. (1946)	Mermer	95
	Kireçtaşı	83
	Granit	86
	Kumtaşı	89
	Kumtaşı	68
	Arduvaz	80
Price (1960)	Kumtaşı	45
Wiid(1970)	Kumtaşı	60
Parate(1973)	Kireçtaşı	62
Kiatowa et al. (1977)	Kumtaşı	64
Bell(1978)	FellKumtaşı	68
Hassani et al. (1979)	Kumtaşı	70
Ferreira et al. (1981)	BauruKumtaşı	50
PriestandSelvakumar(1982)	BunterKumtaşı	65
Koshima et al. (1983)	BauruKumtaşı	50
PellsandFerry(1983)	Kumtaşı	41
Dobereiner(1984)	Sutaşı	83
Dyke(1984)	Sutaşı	49
	BunterKumtaşı	71
	PenrithKumtaşı	66
GunsallusandKulhawy(1984)	İri KristalliKumtaşı	98
	İri KlastikKumtaşı	81
	İnce TaneliKumtaşı	49
Denis et al. (1986)	Kireçtaşı	48
Howarth(1987)	Kumtaşı	67
Sachpazis(2004)	Kireçtaşı	90
	Düşükdereceli MetamorfikKireçtaşı	89
	Yüksekdereceli MetamorfikKireçtaşı	77
	Mermer	85
Kahraman et. al. (2008)	Mermer	87
TörökandVasarhelyi (2010)	Traverten	89
Kahraman et. al. (2012)	Magmatik	78

Çizelge 2. Numune lokasyonları ve deney sonuçlarının özetleri.

Kayaç Kodu	Numune Lokasyonu	Kuru TESD (MPa)	Doygun TESD (MPa)	Kuru DÇD (MPa)	Doygun DÇD (MPa)	Kuru NYD (MPa)	Doygun NYD (MPa)
1	Derbent-1/Niğde	13.2	6.1	2.61	1.23	1.28	0.62
2	Derbent-2/Niğde	18.3	12.5	2.99	1.60	2.18	1.32
3	Dere Mah.-1/Niğde	8.5	3.4	3.42	0.95	1.34	0.82
4	Dere Mah.-2/Niğde	18.5	9.7	3.31	2.20	2.12	1.78
5	Kızılören/Niğde	27.4	17.0	2.70	1.98	2.11	1.79
6	Özbelde/Niğde	16.5	14.3	3.80	3.21	2.37	2.04
7	Aktaş-1/Niğde	5.2	3.1	0.94	0.73	0.97	0.46
8	Aktaş-2/Niğde	3.9	2.3	0.72	0.57	0.53	0.30
9	Derinkuyu/Nevşehir	8.4	4.7	1.55	0.88	1.39	0.70
10	Karayazı/Nevşehir (Gülkurusu)	12.7	5.2	1.77	0.86	1.47	0.67

Çizelge 2.' den devam.

11	Akkaya Göleti/Niğde	21.4	14.5	2.81	2.58	2.49	2.11
12	Bahçeli/Niğde	15.8	9.0	2.62	1.66	2.22	1.74
13	Gümüşler/Niğde	9.9	4.6	1.45	0.9	1.13	0.65
14	Tomarza/Kayseri (Sarı)	27.8	18.0	3.8	2.01	2.37	1.40
15	Tomarza/Kayseri (Siyah)	14.1	7.4	2.82	1.67	1.83	1.09
16	Avanos/Nevşehir (Pembe)	15.7	8.8	2.51	1.44	2.02	0.98
17	Güllüce/Niğde	41.0	28.3	4.18	3.61	3.25	2.21
18	Araplı/Yahyalı/Kayseri	12.4	9.0	2.38	1.27	1.42	0.99
19	Mustafapaşa/Nevşehir	7.4	1.4	1.21	0.23	0.74	0.13
20	İncesu/Kayseri	12.4	8.3	1.48	1.04	1.06	0.91
21	Avanos/Nevşehir (Beyaz)	2.2	1.7	0.60	0.33	0.26	0.12
22	Karayazı/Nevşehir (Vişne)	10.3	2.7	2.27	0.46	1.67	0.85
23	Karayazı/Nevşehir (Devetüyü)	9.1	3.7	2.13	0.64	1.23	0.62
24	Karayazı/Nevşehir (Beyaz)	8.5	2.6	1.99	0.34	1.37	0.64
25	Karayazı/Nevşehir (Formika)	7.9	2.2	1.70	0.35	1.26	0.73
26	Karayazı/Nevşehir (Sarı)	8.8	3.6	1.10	0.58	1.13	0.59
27	Tomarza/Kayseri (Gri)	36.4	25.5	3.61	2.75	2.21	1.80
28	Selime/Ihlara/Aksaray	25.7	12.9	4.07	2.09	2.19	1.66
29	Taşpınar/Aksaray	18.8	8.0	3.26	1.85	2.16	1.43
30	Altunhisar/Niğde	23.9	16.1	2.27	1.81	2.19	1.57
31	Persek/Kayseri	44.3	34.9	4.68	3.96	3.25	2.20
32	Başakpınar/Kayseri	46.7	28.0	6.02	4.54	2.75	2.23



Şekil 1. Kapadokya volkanik provensi jeoloji haritası (Toprak et al., 1994) (Rakamlar kayaç lokasyonlarını ifade etmektedir).

3.1 Tek eksenli sıkışma deneyi

Tek eksenli sıkışma deneyleri 38 mm çapındaki numuneler üzerinde yapılmıştır. Her kayaç çeşidi için boy/çap oranı 2 olan en az 5 adet numune test edilmiştir. Deneylerde, 0.5-1.0 MPa/s arasında bir yükleme hızı uygulanmıştır.

3.2 Dolaylı çekme deneyi

Çekme deneylerinde 38 mm çapında numuneler kullanılmıştır. Boy/çap oranı 0.5 ile 1.0 arasında değişmekte olup, her kayaç çeşidi için en az 5 adet numune standart çekme çeneleri arasında kırılmıştır. Yükleme hızı 200 N/s olarak uygulanmıştır.

3.3 Nokta yük deneyi

38 mm çap ve 1.2 boy/çap oranına sahip numuneler üzerinde çapsal nokta yük deneyleri yapılmıştır. Deney sonuçlarına 50 mm karot çapına göre düzeltme uygulanmıştır. Her kayaç çeşidinden en az 7 adet numune test edilmiştir.

4 DENEY SONUÇLARININ DEĞERLENDİRİLMESİ

Kuru duruma göre suya doygunluğun dayanım özellikleri üzerindeki etkisini görebilmek için her kayacın dayanım kayıpları ve doymun/kuru direnç oranları hesaplanmıştır (Çizelge 3).

Çizelge 3. Suya doygunluğa bağlı direnç kayıpları ve doymun /kuru direnç oranları.

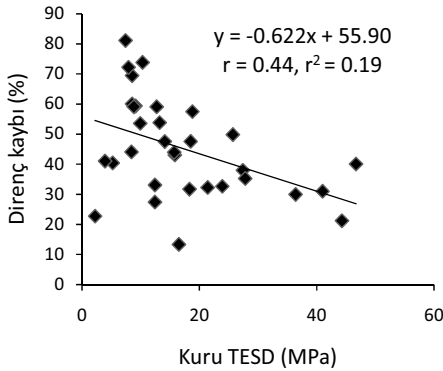
Numune Lokasyonu	TESD kaybı (%)	Doygun TESD/kuru TESD (%)	DÇD kaybı (%)	Doygun DÇD/kuru DÇD (%)	NYD kaybı (%)	Doygun NYD/kuru NYD (%)
Derbent-1/Niğde	53.8	46.2	52.9	47.1	51.6	48.4
Derbent-2/Niğde	60.0	40.0	72.2	27.8	38.8	61.2
Dere Mah.-1/Niğde	47.6	52.4	33.5	66.5	16.0	84.0
Dere Mah.-2/Niğde	38.0	62.0	26.7	73.3	15.2	84.8
Kızılören/Niğde	13.3	86.7	15.5	84.5	13.9	86.1
Özbelde/Niğde	40.4	59.6	22.3	77.7	52.6	47.4
Aktaş-1/Niğde	41.0	59.0	20.8	79.2	43.4	56.6
Aktaş-2/Niğde	44.0	56.0	43.2	56.8	49.6	50.4
Derinkuyu/Nevşehir	59.1	40.9	51.4	48.6	54.4	45.6
Karayazı/Nevşehir (Gülkurusu)	32.2	67.8	8.2	91.8	15.3	84.7
Akkaya Göleti/Niğde	43.0	57.0	36.6	63.4	21.6	78.4
Bahçeli/Niğde	53.5	46.5	37.9	62.1	42.5	57.5
Gümüşler/Niğde	35.3	64.7	47.1	52.9	40.9	59.1
Tomarza/Kayseri (Sarı)	47.5	52.5	40.8	59.2	40.4	59.6
Tomarza/Kayseri (Siyah)	43.9	56.1	42.6	57.4	51.5	48.5
Avanos/Nevşehir (Pembe)	31.7	68.3	46.5	53.5	39.4	60.6
Güllüce/Niğde	31.0	69.0	13.6	86.4	32.0	68.0
Araplı/Yahyalı/Kayseri	27.4	72.6	46.6	53.4	30.3	69.7
Mustafapaşa/Nevşehir	81.1	18.9	81.0	19.0	82.4	17.6
İncesu/Kayseri	33.1	66.9	29.7	70.3	14.2	85.8
Avanos/Nevşehir (Beyaz)	22.7	77.3	45.0	55.0	53.8	46.2
Karayazı/Nevşehir (Vişne)	73.8	26.2	79.7	20.3	49.1	50.9
Karayazı/Nevşehir (Devetüyü)	59.3	40.7	70.0	30.0	49.6	50.4
Karayazı/Nevşehir (Beyaz)	69.4	30.6	82.9	17.1	53.3	46.7
Karayazı/Nevşehir (Formika)	72.2	27.8	79.4	20.6	42.1	57.9
Karayazı/Nevşehir (Sarı)	59.1	40.9	47.3	52.7	47.8	52.2
Tomarza/Kayseri (Gri)	29.9	70.1	23.8	76.2	18.6	81.4
Selime/İhlara/Aksaray	49.8	50.2	48.6	51.4	24.2	75.8
Taşpınar/Aksaray	57.4	42.6	43.3	56.7	33.8	66.2
Altunhisar/Niğde	32.6	67.4	20.3	79.7	28.3	71.7
Persek/Kayseri	21.2	78.8	15.4	84.6	32.3	67.7
Başakpınar/Kayseri	40.0	60.0	24.6	75.4	18.9	81.1

Dayanım kaybı aşağıda verilen eşitlik yardımıyla hesaplanmıştır.

$$DK = \frac{TESD_{kuru} - TESD_{doymun}}{TESD_{kuru}} \times 100(1)$$

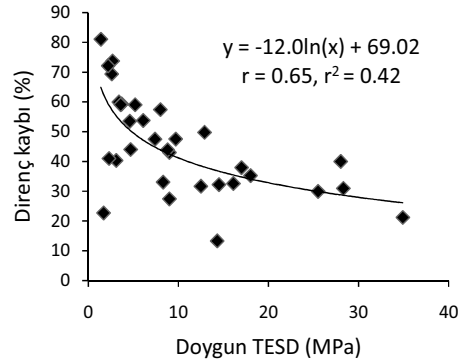
Burada, DK, dayanım kaybı (%), $TESD_{kuru}$, kuru kayaç tek eksenli basınç dayanımı (MPa), $TESD_{doymun}$, doymun kayaç tek eksenli basınç dayanımı (MPa),

$TESD'$ indeki kayıp % 13.3' den % 81.1' e, $D\check{C}D'$ indeki kayıp % 8.2' den % 82.9' a ve NYD' indeki kayıp % 13.9' dan % 82.4' e kadar değişmektedir. Dayanım kayıplarına paralel olarak, doymun $TESD/kuru$ $TESD$ oranı % 18.9' dan % 86.7' ye, doymun $D\check{C}D/kuru$ $D\check{C}D$ oranı % 17.1' dan % 91.8' ye ve doymun $D\check{C}D/kuru$ $D\check{C}D$ oranı % 17.6' dan % 86.1' e kadar değişmektedir.

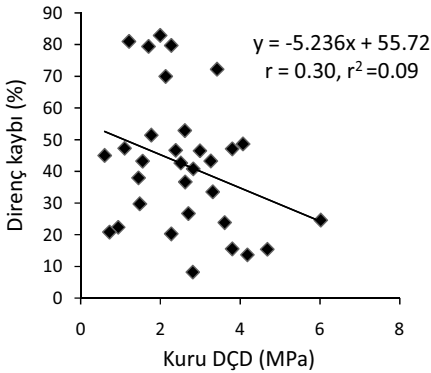


Şekil 2. Kuru TESĐ ile direnç kaybı ilişkisi.

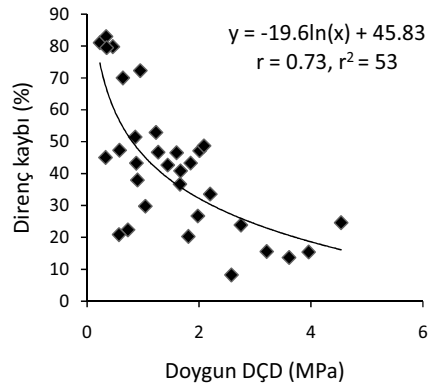
Kuru duruma kıyasla doymun durumdaki piroklastik kayalarda görülen direnç kaybı yaklaşık olarak % 10' dan % 80' e kadar değişmektedir. Suya doymunluktan kaynaklanan direnç kaybı ile kayaç direnci arasında bir korelasyon olup-olmadığını görmek için direnç değerleri ile direnç kayıpları arasındaki korelasyonlar incelenmiştir. Şekil 2-7' de görüldüğü gibi, sadece kuru nokta yük direnci ile direnç kaybı arasında kuvvetli bir korelasyon bulunmuştur. Bu durumda, kayaç direnci azaldıkça direnç kaybının genel olarak artma eğiliminde olduğu, ancak kayaç direnci ile direnç kaybı arasında her zaman kuvvetli korelasyonlar bulunamayacağı söylenebilir. Diğer yandan, kayaç direnci yanında gözeneklilik, gözeneklerin bağlantılı olup-olmadığı, mikro-çatlakların bulunup-bulunmadığı, minerallerin cinsi (özellikle kil mineralleri) gibi birçok faktörün su etkisiyle direnç kaybını etkileyebildiği unutulmamalıdır.



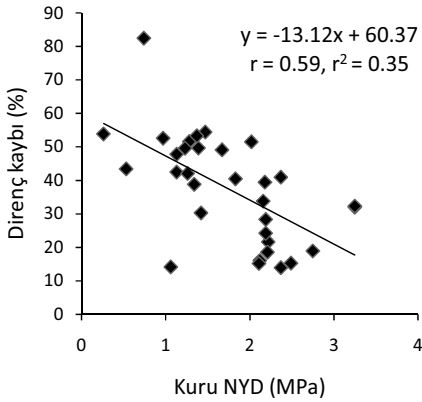
Şekil 3. Doymun TESĐ ile direnç kaybı ilişkisi.



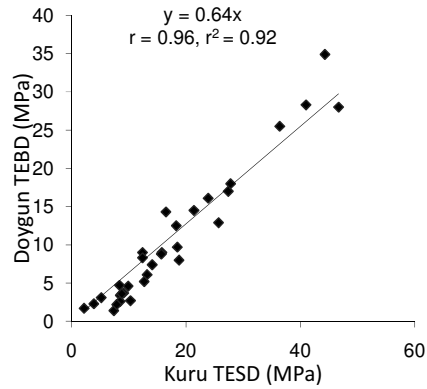
Şekil 4. Kuru DÇĐ ile direnç kaybı ilişkisi.



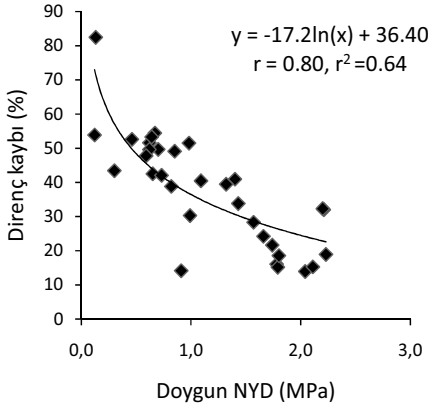
Şekil 5. Doymun DÇĐ ile direnç kaybı ilişkisi.



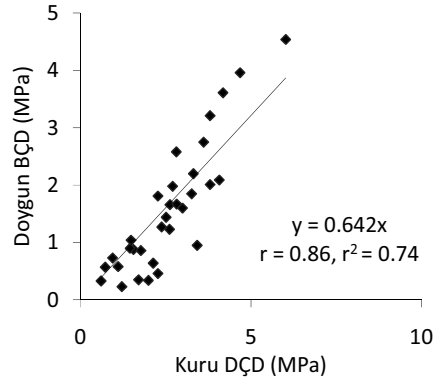
Şekil 6. Kuru NYD ile direnç kaybı ilişkisi.



Şekil 8. Kuru ve doymun TESD arasındaki ilişki.

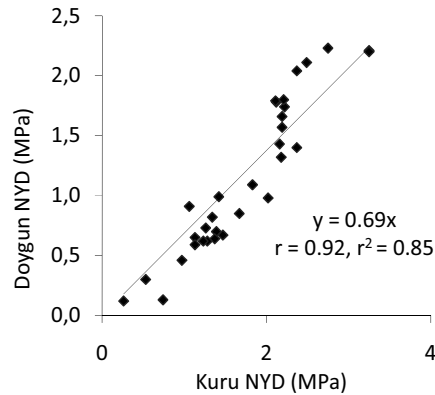


Şekil 7. Doymun NYD ile direnç kaybı ilişkisi.



Şekil 9. Kuru ve doymun DÇD arasındaki ilişki.

Kuru direnç değerleri bilinen piroklastik kayaların suya doymun hale geldiğinde sahip olacağı direnç değerlerini tahmin etmeye yarayacak eşitlikler elde etmek amacıyla, kuru ve suya doymun direnç değerleri regresyon analiziyle değerlendirilmiştir. Kuru ve suya doymun TSBD değerleri arasında korelasyon katsayısı (r) 0.96 olan doğrusal bir ilişki bulunmuştur (Şekil 8). Kuru ve suya doymun DÇD değerleri arasındaki ilişki Şekil 9’de verilmiştir. Bu şekilde görüldüğü gibi, iki parametre arasında doğrusal bir ilişki olup, korelasyon katsayısı 0.86’dır. Benzer şekilde, kuru ve doymun NYD değerleri arasında da yüksek korelasyon katsayısına (0.92) sahip doğrusal bir ilişki elde edilmiştir (Şekil 10).



Şekil 10. Kuru ve doymun NYD arasındaki ilişki.

4 SONUÇLAR

Kapadokya yöresinden toplanan 32 farklı piroklastik kayacın direnç özellikleri üzerinde suya doygunluğun etkisi araştırılmıştır. Deney sonuçları, kuru duruma kıyasla doygun durumdaki piroklastik kayalarda görülen direnç kaybının yaklaşık olarak % 10' dan % 80' e kadar değiştiğini göstermiştir.

Ayrıca, kuru ve suya doygun direnç değerleri regresyon analizleri ile değerlendirilerek doğrusal eşitlikler geliştirilmiştir. Bu eşitlikler yardımıyla, piroklastik kayaların kuru direnç değerlerinden suya doygun direnç değerlerinin tahmin edilebileceği söylenebilir.

KAYNAKLAR

- Bell, F.G., 1978. The physical and mechanical properties of the Fell sandstones, Northumberland, England. *Engineering Geology*, 12, 1-29.
- Burshtein, L.S., 1969. Effect of moisture on the strength and deformability of sandstone. *Soviet Mining Science*, 4, 573-576.
- Colback, P.S.B. and Wiid, B.L., 1965. The influence of moisture content on the compressive strength of rocks. *Proceeding of the 3rd Canadian Rock Mechanics Symposium*, 65-83.
- Denis, A., Durville, J.L., Massieu E. and Thorin, R., 1986. Problèmes posés par un calcaire très poreux dans l'étude de la stabilité d'une carrière souterraine. *Proceeding of the 5th Congress of Int. Association of Engineering Geologists*, Buenos Aires, 549-557.
- Dobereiner, L., 1984. *Engineering geology of weak sand stones*. PhD Thesis, Imperial College, London.
- Dyke, C.G. 1984. The pre-peak deformation characteristics of sandstone at varying moisture contents. MSc Thesis, Imperial College, London.
- Dyke, C.G. and Dobereiner, L., 1991. Evaluating the strength and deformability of sandstones. *Quarterly Journal of Engineering Geology*, 24, 123-134.
- Ferreira, R. Monteiro, L.C.C., Peres, J.E., and Prado, Jr. F.A. de A., 1981. Análise de alguns fatores que influem na resistência a compressão do arenito Bauru. The 3rd Brazilian Congress of Engineering Geology (ABGE), Itapema, vol. 3, 233-248.
- Frolova, Y.V. 2008. Specific Features in the Composition, Structure, and Properties of Volcaniclastic Rocks. *Moscow University Geology Bulletin*, 63(1), 28-37.
- Gunsallus, K.L. and Kulhawy, F.H., 1984. A comparative evaluation of rock strength measures. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 21, 233-248.
- Hassani, F.P. 1979. Strength characteristics of rocks associated with open-cast coal mining in the U.K. *Proceeding of the 20th U.S. Symposium on Rock Mechanics*, Austin, 347-356.
- Hawkins, A.B., 1989. Aspects of rock strength. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 57, 17-30.
- Hawkins, A.B. and B.J. McConnell, 1992. Sensitivity of sandstone strength and deformability to changes in moisture content. *Q. J. Eng. Geol.* 25, 115-130.
- Howarth, D.F., 1987. The effect of pre-existing micro cavities on mechanical rock performance in sedimentary and crystalline rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 24, 223-233.
- Kahraman, S., Gunaydin, O. and Fener, M., 2008. The effect of water saturation on the strength of marbles. *5th Asian Rock Mechanics Symposium*, 24-26 November, Tehran, Iran, 345-351.
- Kahraman, S., Gunaydin, O. and Fener, M., 2012. The effect of water saturation on the strength of igneous rocks. *Proceeding of the 5th International Geomechanics Conference*, 18-22 June, Varna, Bulgaria, 75-79.
- Kiatowa, M., 1977. Influence of moisture on the mechanical properties of soft rock. *Proceeding of The 5th National Symposium on Rock Mechanics*, Japan, 113-121.
- Koshima, A., Frota, R.G.Q., Lorano, M.H. and Hoshik, J.C.B. de F., 1983. Comportamento e propriedades geomecánicas do are nito Bauru. *Simpósio Geotécnico Sobre Bacia Alto Parana, ABGE-ABMS-CBMR*, San Paulo, 2b, pp. 173-189.
- Nunes, A.L.L., 1989. Um estudo sobre as características de resistência e deformabilidade de arenitos. MSc. Thesis, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.
- Obert, L., S.L., 1946. Standardized tests for determining the physical properties of coal mine rock. *U.S. Bureau of Mines RI 3891*, 67.
- Parate, N.S., 1973. Influence of water on the strength of limestone. *Trans. A.I.M.E.*, 254, 127-131.
- Pells, P.J.N. and Ferry, M.J., 1983. Needless stringency in sample preparation standards for laboratory testing of weak rocks. *Proceeding of the 5th Congress of Int. Society for Rock Mechanics*, Melbourne, A, 203-207.
- Price, N.J., 1960. The compressive strength of coal measure rocks, *The Colliery Engineer*, 37, 283-292.
- Priest, S.D. and Selvakumar, S., 1982. The failure characteristics of selected British rocks. A report to the Transport and Research Laboratory, Department of Environment and Transport, Imperial College, London.
- Sachpazis, C.I., 2004. Monitoring degree of metamorphism in a four stage alteration process passing from pure limestone to pure marble. *Electronic Journal of Geotechnical Engineering*, 9, Paper no. 416.
- Toprak, V., Keller, J., Schumacher, R., 1994. Volcano-tectonic features of the Cappadocian volcanic province. *International Volcanological Congress - Excursion Guide*, Ankara (Turkey), Middle East Technical University.
- Török, A. and Vasarhelyi, B., 2010. The influence of fabric and water content on selected rock mechanical parameters of travertine, examples from Hungary. *Eng. Geol.* 115, 237-245.
- Van Eeckhout, E.M., 1976. The mechanisms of strength reduction due to moisture in coal mine shales. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 13, 61-67.
- Vasarhelyi, B., 2002. Influence of water saturation on the strength of volcanic tuffs. In: Dinis da Gama, C. and Ribeiro e Sowa, L. (eds). *Workshop on volcanic rocks. EUROCK 2002*, Madeira, 89-96.
- Vasarhelyi, B., 2003. Some observations regarding the strength and deformability of sandstones in dry and saturated conditions. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 62, 245-249.
- Vasarhelyi, B., 2005. Statistical analysis of the influence of water content on the strength of the Miocene limestone. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 38(1), 69-76.
- Vasarhelyi, B. and Van, P., 2006. Influence of water content on the strength of rock. *Engineering Geology*, 84, 70-74.
- Wiid, B.L., 1970. The influence of moisture content on the pre-rupture fracturing of two rock types. *Proceeding of The 2nd Congress of International Society for Rock Mechanics*, Belgrade, vol. 3, 239-245.

Kayaçların dayanım ve aşındırıcılık özelliklerinin karşılaştırılması *Comparison of strength and abrasivity properties of rocks*

M. Çapık, A. O. Yılmaz, & S. Yaşar

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Trabzon

İ. Çavuşoğlu

Gümüşhane Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Gümüşhane

O. Yaralı

Bülent Ecevit Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Zonguldak

ÖZET: Aşınma, kazı esnasında keskinlerin kayaçlar tarafından koparılmasıdır. Yüksek aşındırıcı özelliğine sahip kayaçlar, kısa zamanda keskinlerin körelmesine neden olabilmektedir. Bu durum, keski tüketimini artırmakta ve dolayısıyla kazı maliyetinin artmasına yol açmaktadır. Kayaçlardaki kuvars içeriği, çimentolama derecesi ve diğer aşındırıcı mineral içeriği aşındırıcılığı etkileyen önemli parametrelerdir. Yapılan bu çalışma Hopa-Borçka (Artvin) Cankurtaran ve Salmankas (Bayburt) Karayolu Tünellerinde farklı formasyonlardan alınan kayaç örnekleri üzerinde gerçekleştirilmiştir. Laboratuvar çalışmaları için tünellerde alınan bloklardan uygun boyutlarda ve miktarda deney örnekleri hazırlanmıştır. Kayaçların dayanım özelliğini belirlemek için tek eksenli basınç deneyi gerçekleştirilmiştir. Kayaçların aşındırıcılık özelliğini belirlemek için CERCHAR Aşınma İndeksi (CAI), Böhme aşınma ve Mikro Deval aşınma deneyleri gerçekleştirilmiştir. Sonuç olarak, elde edilen aşındırıcılık ve dayanım deney verileri ile regresyon analizleri kurarak istatistiksel olarak değerlendirilmiştir.

ABSTRACT: Abrasion is broken off by the tools during the excavation of rocks. Featuring high abrasive rocks can cause rustiness of the cutters in a short time. This situation can induce to cutter consumption and increase the cost of excavation. Quartz content of the rocks, the degree of cement and other abrasive mineral content are important parameters that affect rock abrasivity. This study was carried out in Hopa-Borçka (Artvin) Cankurtaran and Salmankas (Bayburt) Highway Tunnel. Rock samples were obtained from Cankurtaran and Salmankas tunnels at the changing rock formations for the laboratory studies. The test samples were prepared at the appropriate size and quantity. Uniaxial compressive strength tests were performed to determine mechanical properties of rock. CERCHAR Abrasivity Index (CAI), Bohme abrasion and Micro Deval abrasion tests were carried out for determining abrasiveness of rock properties. As a result, experimental dates of the abrasiveness and the strength were evaluated statistically by establishing a regression analysis.

1 GİRİŞ

Yeraltı ve yerüstü kazılarında, özellikle madencilik ve inşaat sektörlerinden değişik kazı metodları uygulanmaktadır. Ülkemizde özellikle son yıllarda teknolojinin gelişimiyle birlikte mekanize kazı yöntemleri tünel ve madencilik sektöründe yaygın olarak kullanılmaya başlanmıştır. Mekanize kazı yapılacak formasyonun aşındırıcılık ve dayanım özelliklerinin önceden tespit edilmelidir.

Aşınma, kazı esnasında kayaçların keskinler tarafından koparılmasıdır. Yüksek aşındırıcı özelliğine sahip kayaçlar, kısa zamanda keskinlerin körlenmesine neden olmaktadır. Bu durum, keski tüketimini artırmakta ve kazı verimini düşürmektedir. Dolayısı ile kazı maliyetinin artmasına yol açmaktadır. Keski aşınması başta kayaç özellikleri olmak üzere; keski tipi, kesme derinliği, kesme hızı, keskinin metalürjik yapısı, keskinin kazı esnasında ulaştığı ısı derecesi, kayaçtaki kuvars ve diğer aşındırıcı minerallerin miktarı ve kayacın çimentolama derecesi

gelmektedir (Schimazek ve Knatz, 1976; Tamrock 1999; Yaralı, 2008).

Kayaçlardaki kuvars içeriği ve çimentolama derecesi aşındırıcılığı etkileyen önemli parametrelerdir. Bu parametrelerden aşındırıcı minerallerin yüzdesi, tane boyu ve çimentolama derecesi üzerinde pek çok araştırma yapılmıştır. Bunlardan; Barbour vd. (1979), kumtaşları üzerine yaptıkları çalışmada, galeri açma makineleri ile yapılan kazılarda, kesici uç tüketiminin kuvars içeriğinden çok çimentolama derecesi ile ilişkili olduğu belirlenmiştir. Yaralı vd. (2008), gerçekleştirilmiş oldukları çalışmalarında kayaç aşındırıcılığının özellikle ortalama kuvars tane boyutu miktarı, çimento türü, çimentolama derecesi ve mineral bileşimi ile ilişkili olduğunu göstermişlerdir. Al-Ameen ve Waller (1994), yaptıkları çalışmada az miktarda aşındırıcı mineraller içeren yüksek dayanımlı bazı kayaçların yüksek aşındırıcılık indeksine sahip olabildiklerini belirlemişlerdir. Diğer taraftan, çok yüksek aşındırıcı mineral içeriğine sahip olan bazı düşük dayanımlı kayaçların, düşük aşındırıcılık indeksine sahip olabildikleri de görülmüştür.

2 YAPILAN ÇALIŞMALAR

2.1 Çalışma alanı

Çalışma Cankurtaran ve Salmankaş Tünellerinden gerçekleştirilmiştir. Cankurtaran Tüneli Hopa-Borçka karayolu 7+980-13+208 km'leri arasında çift tüp olarak inşa edilmektedir. Yapımı tamamlamasıyla birlikte 5.288 m uzunluğu ile Türkiye'nin en uzun tüneli olma özelliğini taşıyacaktır. Salmankaş Tüneli ise Trabzon Araklı ilçesinde Dağbaşı- Uğrak yolu üzerinde, Araklı ile Bayburt arasında inşa edilmektedir. Yapımı

tamamlanmasıyla tünel 4.030 m uzunluğunda olacaktır.

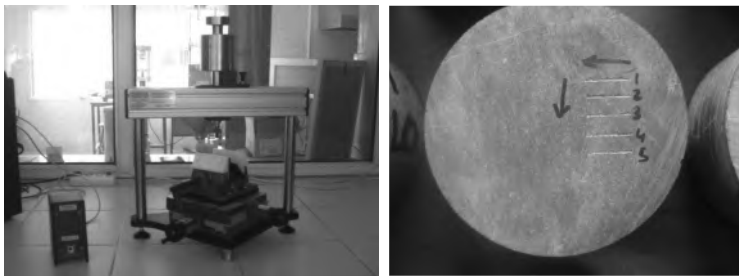
2.2 Materyal ve metod

Laboratuvarında kullanılmak için hazırlanan örnekler, Cankurtaran ve Salmankaş tünellerinden alınmıştır. Alınan kayaç örnekleri belli aralıklarla veya değişen kayaç formasyonlarından sağlam, çatlaksız ve süreksizlik içermemesine dikkat edilmiştir. Alınan bu bloklardan deney standartlarına göre uygun boyutlarda ve miktarda deney numunesi hazırlanmıştır. Hazırlanan numuneleri üzerinde aşınma deneyleri ve tek eksenli basma deneyleri gerçekleştirilmiştir. Aşınma deneyi olarak CERCHAR aşınma indeksi CAI, Böhme aşınma kaybı ve Mikro Deval aşınma deneyleri yapılmıştır.

Aşınma deneylerinden CAI deneyi Bülent Ecevit Üniversitesi (Zonguldak) Maden Mühendisliği Bölümü Maden Mekanizasyonu Laboratuvarı'nda gerçekleştirilmiştir. Diğer deneyler Karadeniz Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü Laboratuvarlarında gerçekleştirilmiştir.

2.2.1 CERCHAR aşınma indeksi (CAI)

CERCHAR aşınma indeksi, keski aşınımı, keski değişim maliyeti ve kayaç dayanımı gibi parametreleri doğru tahmin edilmesinden kullanılan bir deney yöntemidir. Deneylerde Rockwell sertliği 54/56 olan uçlar kullanılmıştır. Deney West (1986)'ya göre yapılmış ve 30 mm boyunda, 54 mm çapında örnekler üzerinde gerçekleştirilmiştir. Uçlarda oluşan aşınma 25X büyütme mikroskop yardımıyla ölçülmüştür. Deney aleti ve aşınma sonrası aşınan deney numuneleri Şekil 1'de verilmiştir.



Şekil 1. CERCHAR aşınma deney aleti ve deney sonrası kayaçdaki aşınma

Kayaçlara ait CERCHAR aşınma indeks değeri üstten ve yandan olmak üzere 5 çizimin aritmetik

ortalaması alınarak bulunmuştur. Elde edilen sonuçlar ASTM (2010c)'a göre kayaçların CAI

sınıflandırması göre değerlendirmeleri yapılmıştır (Çizelge 1)

Çizelge 1. CERCHAR aşındırıcılık sınıflandırması

CAI değeri	Sınıflandırma
0,3 - 0,5	Çok düşük aşındırıcı
0,5 - 1,0	Düşük aşındırıcı
1,0 - 2,0	Orta aşındırıcı
2,0 - 4,0	Yüksek aşındırıcı
4,0 - 6,0	Aşırı aşındırıcı
6,0 -7,0	Kuvars

2.2.2 Böhme aşınma deneyi

Böhme aşınma sürtünmeden oluşan bir aşınma kaybı deneyidir. Deney sonucunda kayalarda oluşan aşınma kayıpları genellikle karbonatlı kayalarda yüksek, magmatik kökenli kayalarda

ise düşüktür. Bu durum kayalarındaki mineral içeriği, mineral özellikleri ve tane boyutunda kaynaklanmaktadır. Böhme aşınma deneyinin gerçekleştirilmesi için her kayaç örneğinde 7 cm boyutunda 54mm çapında 4'er adet karot numunesi kullanılmıştır. Numunelerin alt ve üst yüzeylerinin birbirine paralel olmasına dikkat edilmiştir. Böhme aşınma deney düzeneği ve kullanılan numune Şekil 2'de verilmiştir. Deney TS 699'a göre yapılmıştır. Deneyde aşındırma diski her 22 devir sonunda otomatik olarak durur ve disk üzerindeki zımpara tozları fırça ile temizlenir ve tekrar sürtünme şeridine 20 g zımpara tozu serpilir, deney numunesi düşey ekseninde 90° çevrilerek suretiyle 22 şer devirlik 20 periyodu yani toplam olarak 440 devir uygulanır. Böhme aşınma kaybı aşağıdaki formüller yardımıyla hesaplanmıştır.



Şekil 2. Böhme yüzey aşındırma deney düzeneği

Kalınlık kaybına göre:

$$\Delta d = d_0 - d_1 \quad (\text{mm}/23 \text{ cm}^2) \quad (1)$$

Δd : Böhme yüzey aşınma kaybı (mm/23 cm²)

d_0 : Deneyden önceki ortalama kalınlığı (mm)

d_1 : Deneyden sonraki ortalama kalınlığı (mm)

Ağırlık kaybına göre:

$$\Delta m = M_i - M_s \quad (2)$$

$$\Delta V = \Delta m / \rho \quad (3)$$

Burada,

Δm : numunenin 23 cm² yüzeyinde meydana gelen aşınma oranı (gr/23cm²)

M_i : numunenin aşınma öncesi ağırlığı (gr)

M_s : numunenin aşınma sonrası ağırlığı (gr)

ρ : numunenin birim hacim ağırlığı (gr/cm³)

ΔV : Böhme yüzey aşınma kaybı değeri (cm³/23 cm²)

2.2.3 Mikro Deval aşınma dayanımı

1960'larda Fransa'da geliştirmiştir. Amacı agregat numunelerinin çelik bilye ve su ile birlikte bir tabur içinde döndürülerek kayacın aşınmaya karşı olan direncini belirlemektir. Deney ASTM (2010b)'a göre yapılmıştır. Deneyde 1,18 mm, 4,75 mm, 6,3 mm ve 9,5 mm boyutlarında olmak üzere 4 elek kullanılmıştır. 4,75 mm elek üstü 750 g, 6,3 mm üstü 750 g olmak üzere toplam 1500 g numune hazırlanmıştır. Hazırlanan malzemeye birlikte, 1 cm çapında 5000 g çelik bilye ve 2 litre su tambura konulmuştur. Tamburlar, (100 ± 5) devir/min hızda (9500±1) devir tamamlanıncaya kadar döndürülür. Deneyden sonra, malzemeler 1,18 mm'lik elekten elenir ve elek üstü malzemeler ayrı ayrı tepsi içine konularak fırında (110±5) °C'ta kurutulup ve hassas teraziyle tartılmıştır. Her kayaç serisinden 2 adet yapılmıştır (Şek. 3).



Şekil 3. Mikro-Deval aşındırma cihazı

2.2.4 Tek eksenli basınç dayanımı



Şekil 4. Tek eksenli basma dayanımı deney aleti ve numunenin yerleştirmesi

2.3 Laboratuvar çalışmaları

Bu çalışmada kullanılan numuneler, Cankurtaran ve Salmankaş tünellerinden belli aralıklarla veya değişen kayaç formasyonlarında sağlam, çatlaksız ve süreksizlik içermemesine dikkat edilmiştir. Deneyler numuneleri standartları göre uygun boyutta ve miktarda hazırlanmıştır. Hazırlanan örnekler üzerinde aşınma deneyleri ve dayanım deneyleri gerçekleştirilmiştir. Çalışmada kullanılan kayaçlar ve alındığı yerler Çizelge 2’de verilmiştir.

Sürtünmeden kaynaklanan aşınma kayıplarını belirlemek için gerçekleştirilen Böhme aşınma deneyinin kalınlıkça ve ağırlıkça aşınma oranları ve kayaçlara ait birim hacim ağırlık değerleri Çizelge 3’de verilmiştir. Kayacın aşınmaya ve çarpmaya karşı olan mukavemetini belirlemek için yapılan Mikro Deval aşınma deney sonuçları ve kayaçlarının aşındırıcılığını, keski aşınması ve sarfiyatının tespiti için yapılan CAI deney sonuçları ve bu sonuçların ASTM, 2010c göre

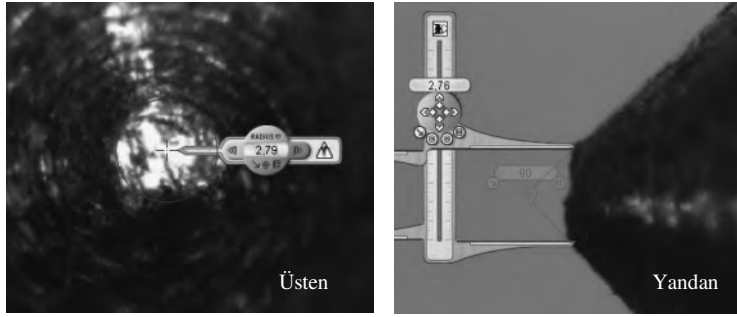
Tek eksenli basınç dayanımı deneyi için, Cankurtaran ve Salmankaş tünellerinden alınan kayaç örnekleri standartlara uygun olarak hazırlanmış ve deneyler ASTM (2010a) standardına göre yapılmıştır. Deneylerde kullanılan örnek çapları 54 mm (NX tipi), ve boy/çap oranı 2/1 olacak şekilde numuneler hazırlanmıştır. Yükleme hızı 1,3 kN/sn alınmış ve her bir kayaç örneği için en az 4 adet numune hazırlanmıştır. Tek eksenli basınç dayanım deneyi için hazırlanan numuneleri Şekil 4’de gösterilen 200 ton’luk pres makinası kullanılmıştır.

sınıflandırılması Çizelge 4’de verilmiştir. C-1 nolu kayaca ait CERCHAR aşınma uçlarının üstten ve yandan ölçüm sonuçları Şekil 5’de verilmiştir.

Çizelge 2. Çalışmada kullanılan kayaçlar ve alındığı tüneller

No	Tünel Adı	Kayaç tanımı
C-1	Cankurtaran	Andezit- bazalt
C-2	Cankurtaran	Andezit- bazalt
C-3	Cankurtaran	Kumtaşı
C-4	Cankurtaran	Konglomera
C-5	Cankurtaran	Marn
C-6	Cankurtaran	Marn
S-1	Salmankaş	Kireçtaşı
S-2	Salmankaş	Andezit- bazalt

Tünellerde alınan bloklar üzerinde gerçekleştirilen tek eksenli basınç dayanım deney sonuçları Deere ve Miller (1966)’in geliştirdikleri kaya dayanımının sınıflandırmasına göre sınıflandırılmıştır (Çizelge 5).



Şekil 5. CERCHAR aşınma uçlarının üstten ve yandan ölçülmesi örnek C-1.

Çizelge 3. Böhme aşınma deney sonuçları

No	Çap (mm)	Boy (mm)	Doğal birim ağırlık gr/cm ³	Ağırlıkça aşınma oranı -I Δm (gr/23cm ²)	Ağırlıkça aşınma değeri -II Δv (cm ³ /23cm ²)	Kalınlıkça aşınma değeri Δd (mm/23cm ²)
C-1	54	71	2,70	11,02	4,08	2,00
C-2			2,69	10,13	3,77	1,97
C-3			2,67	13,23	5,01	2,13
C-4			2,58	9,60	3,75	1,59
C-5			2,67	15,23	7,01	2,63
C-6			2,66	21,05	7,97	3,51
S-1	54	71	2,74	9,71	3,54	1,17
S-2			2,77	13,55	4,89	1,88

Çizelge 4. Mikro Deval aşınma deneyi ile CAI deney sonuçları

Örnek no	Mikro Deval aşınma kaybı %	CAI			CAI Sınıflandırması
		Üst	Yan	Ort.	
C-1	2,89	2,84	2,82	2,83	Yüksek aşındırıcı
C-2	3	2,89	2,80	2,84	Yüksek aşındırıcı
C-3	3,71	2,45	2,41	2,43	Yüksek aşındırıcı
C-4	3,98	2,91	2,92	2,91	Yüksek aşındırıcı
C-5	5,1	0,68	0,61	0,65	Düşük aşındırıcı
C-6	8,53	0,46	0,40	0,43	Çok düşük aşındırıcı
S-1	3,73	2,30	2,30	2,3	Yüksek aşındırıcı
S-2	3,39	2,20	2,18	2,19	Yüksek aşındırıcı

Çizelge 5. Tek eksenli basınç dayanımı deney sonuçları ve kaya sınıflandırılması

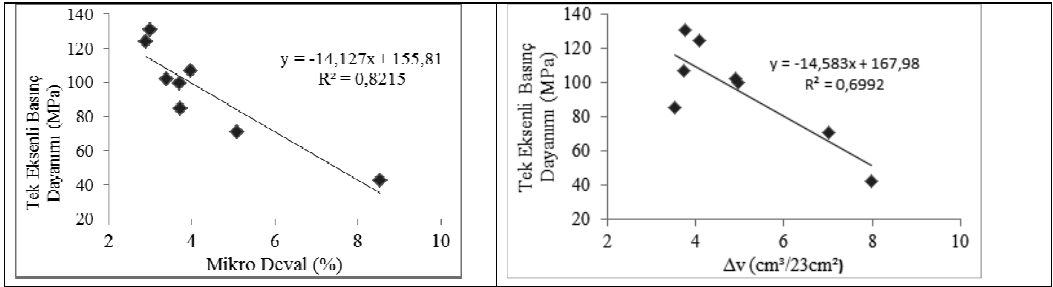
No	Örnek sayısı	Çap (mm)	Boy (mm)	Tek Eksenli basınç dayanımı σ_c (MPa)	Kaya sınıfı
C-1	4	53,78	110,12	124,08	Yüksek dayanımlı
C-2	5	54,46	109,67	130,79	Yüksek dayanımlı
C-3	7	54,25	110,10	99,68	Orta dayanımlı
C-4	5	53,88	109,99	106,80	Yüksek dayanımlı
C-5	4	53,79	108,77	70,81	Orta dayanımlı
C-6	5	54,38	107,23	42,42	Düşük dayanımlı
S-1	4	52,57	109,35	85,00	Orta dayanımlı
S-2	4	54,35	109,72	101,93	Orta dayanımlı

3 DEĞERLENDİRME

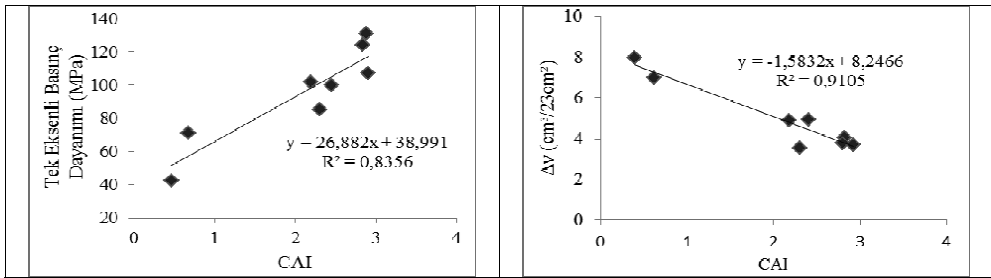
Yapılan bu çalışmada Cankurtaran ve Salmankaş tünellerinden alınan kayaç örnekleri üzerinde aşındırıcılık ve dayanımı deneyleri yapılmıştır. Elde edilen deney sonuçları arasında basit regresyon analizleri kurarak istatistiksel olarak değerlendirilmiştir.

Kayaçların tek eksenli basınç dayanım değerlerinin Mikro Deval aşınma kaybı ile Böhme aşınma kaybı arasındaki ilişkilerine bakıldığında yüksek bir korelasyonun olduğu görülmektedir (Şekil 6). Dayanımı yüksek olan kayaçların çarpmaya ve sürtünmeye karşı olan dirençleri yüksektir. Başka bir deyişle dayanımı düşük olan

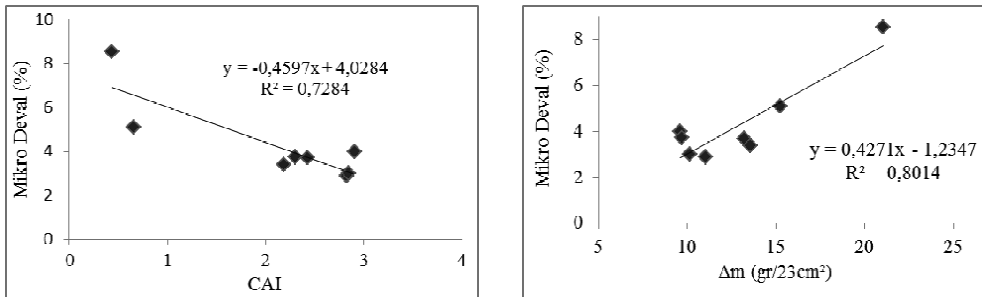
kayaçların aşınmaya ve çarpmaya karşı olan dirençleri düşüktür. Üsten ölçülen CERCHAR aşınma indeks değerlerinin tek eksenli basınç dayanımı ve Böhme aşınma kaybı-II (Δv) arasındaki ilişki Şekil 7'de verilmiştir. Ayrıca Mikro Deval aşınma kaybının CAI ile Böhme ağırlıkça aşınma kaybı-I (Δm) arasındaki ilişki Şekil 8'de verilmiştir. CAI değeri düşük olan kayaçların Böhme aşınma kayıpları ile Mikro deval aşınma kayıplarının düşük olduğu ve bu kayaçların dayanımlarının da yüksek olduğu grafiklerde görülmektedir. Sonuç olarak tüm bu farklı değişkenlerin birbiri ile olan ilişkileri Tablo 6'da incelenmiştir.



Şekil 6. Tek eksenli basınç dayanımının Mikro Deval ve Böhme ağırlıkça aşınma kaybı-II arasındaki ilişki



Şekil 7. CAI (üsten)'nin tek eksenli basınç dayanımı ve Böhme aşınma kaybı-II (Δv) arasındaki ilişki



Şekil 8. Mikro Deval aşınma kaybının CAI ve Böhme ağırlıkça aşınma kaybı-I (Δm) arasındaki ilişki

Çizelge 6 Farklı değişkenlerin birbiri ile olan ilişkileri

	Tek eksenli basınç dayanımı MPa	MikroDeval aşınma %	Böhme aşınma			CAI	
			Δm	Δv	Δd	Üst	Yan
Böhme aşınma	Mikro % $y = -0,0582x + 9,8267$ $R^2 = 0,8215$						
	Δm $y = -0,1106x + 23,464$ $R^2 = 0,6761$	$y = 0,4271x - 0,2347$ $R^2 = 0,8014$					
	Δv $y = -14,583x + 167,98$ $R^2 = 0,6992$	$y = 0,9702x - 0,5519$ $R^2 = 0,7518$	$y = 0,4085x - 0,2898$ $R^2 = 0,9216$				
	Δd $y = -0,0161x + 3,6419$ $R^2 = 0,4304$	$y = 2,1833x - 0,315$ $R^2 = 0,697$	$y = 0,1704x - 0,0954$ $R^2 = 0,8728$	$y = 0,3974x + 0,1259$ $R^2 = 0,8627$			
	Üst $y = 0,0311x - 0,8682$ $R^2 = 0,8356$	$y = -0,4532x + 4,0352$ $R^2 = 0,7311$	$y = -0,223x + 4,9764$ $R^2 = 0,7781$	$y = -0,5642x + 4,9067$ $R^2 = 0,905$	$y = -1,109x + 4,4301$ $R^2 = 0,6402$		
CAI	Yan $y = 0,0313x - 0,9262$ $R^2 = 0,8217$	$y = -0,4597x + 4,0284$ $R^2 = 0,7284$	$y = -0,2274x + 4,9976$ $R^2 = 0,7829$	$y = -0,5751x + 4,9265$ $R^2 = 0,9105$	$y = -1,1402x + 4,4613$ $R^2 = 0,6552$	$y = 1,0158x - 0,0678$ $R^2 = 0,9991$	
	Ort. $y = 0,0312x - 0,8952$ $R^2 = 0,8295$	$y = -0,4563x + 4,0308$ $R^2 = 0,7315$	$y = -0,225x + 4,9839$ $R^2 = 0,7815$	$y = -0,5689x + 4,9122$ $R^2 = 0,908$	$y = -1,1236x + 4,4431$ $R^2 = 0,6485$	$y = 1,0066x - 0,0317$ $R^2 = 0,9997$	$y = 0,9904x + 0,0364$ $R^2 = 0,9998$

4.SONUÇLAR

Yapılan bu çalışma, Cankurtaran ve Salmankaş tünellerinden alınan örnekler üzerinde gerçekleştirilmiştir. Tünellerinden alınan 8 farklı kayaç örnekleri üzerinde aşındırıcılık deneylerinden CAI, Mikro Deval aşınma ve Böhme aşınma deneyi mekanik deneylerden ise tek eksenli basınç dayanım deneyi gerçekleştirilmiştir.

Kayaçların aşındırıcılık ve basınç dayanım özellikleri arasında istatistiksel olarak bir değerlendirme yapılmış ve elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibi özetlenmiştir.

Tek eksenli basınç dayanımının CERCHAR aşındırıcılık indeksi (üsten ve yandan) ve Mikro Deval aşınma dayanımı arasında anlamlı bir ilişki belirlenmiştir. Tek eksenli basınç dayanımı ile CERCHAR aşındırıcılık indeksi (üsten) arasında yapılan ölçümlerde R^2 0,83 ve Mikro Deval ile R^2 0,82 gibi güçlü ilişkiler elde edilmiştir. Ancak Böhme aşınma dayanımı ile tek eksenli basınç dayanımı arasında güçlü ilişkiler elde edilmemiştir.

CERCHAR aşınma indeksi ile ağırlıkça Böhme aşınma kaybı II (Δv) arasında R^2 0,91 gibi çok güçlü bir lineer ilişki bulunmuştur. Ancak CERCHAR aşınma indeksi ile ağırlıkça Böhme aşınma kaybı I (Δm) arasında R^2 0,78 ilişki elde edilmiştir. Bu durum kayaçlara ait birim hacim

ağırlıklarının aşınma değeri üzerindeki etkisinin ne kadar önemli olduğu görülmektedir. Mikro Deval aşınma dayanımı ile CERCHAR aşınma indeksi arasında (R^2 0,73) doğrusal bir ilişki elde edilmiştir. Ayrıca Literatüre bakıldığında her iki deney yöntemiyle yapılmış araştırma sayısının çok sınırlı olduğu görülmektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, K.T.Ü. Bilimsel Araştırma Projeleri Fonu tarafından desteklenen 8683 nolu proje kapsamında gerçekleştirilmiştir. Sağlanan destek için K.T.Ü. Bilimsel Araştırma Projeleri Fonuna teşekkürü bir borç biliriz.

Arazi çalışmalarının yapılması için, Hopa-Borçka Cankurtaran Tünelini yürüten NAS-YSE Ortak girişimine ve taşeron Jumbo İnşaat ve Kartaş İnşaat ve ayrıca Bayburt Salmankaş tüneli yapımını sağlayan AS-Yol inşaat yetkilerine teşekkürü bir borç biliriz

KAYNAKLAR

Al-Ameen, S.I., Waller, M.D., 1994. The Influence of Rock Strength and Abrasive Mineral Content on the CERCHAR Abrasive Index, Engineering Geology,4, 293-301.

- ASTM, 2010a, Standard Test Method for Compressive Strength and Elastic Moduli of Intact Rock Core Specimens under Varying States of Stress and Temperatures, American Standards for Testing and Materials, D7012-10, United States, 9 s.
- ASTM, 2010b, Standard Test Method for Resistance of Coarse Aggregate to Degradation by Abrasion in the Micro-Deval Apparatus, American Standards for Testing and Materials, D 6928-10, United States, 5 s.
- ASTM, 2010c, Standard Test Method for Laboratory Determination of Abrasiveness of Rock Using the CERCHAR Method, American Standards for Testing and Materials, D 7625-10, United States, 6 s.
- Barbour, T.G., Atkinson, R.H., Ko, H. Y., 1979. Relationship of Mechanical Index and Mineralogical Properties of Coal Measures Rock, 20th Symposium on Rock Mechanics, Austin, Texas, USA, pp: 189-198.
- Bilgin, N, 1989. İnşaat ve Maden Mühendisleri İçin Uygulamalı Kazı Mekanîği, Birsen Yayınevi İstanbul, (192 s.).
- Deere, D.V. ve Miller, R.L., 1966, Engineering Classification and Index Properties of Intact Rock, Department of Civil Engineering, University of Illinois, Urbana, 90-101.
- Schimazek, J. Knatz, H., 1976; "Die Beurteilung der Bearbeitbarkeit von Gesteinen durch Schneid und Rollenbohrwerkzeuge", Erzmetall Bd. 29, Heft3, s. 113-119.
- Tamrock, 1999. Rock Excavation Handbook, Sandvik Tamrock Corp., 305 p. USBR. 1998. Engineering geology field manual. Field index tests. Vol. 1., pp. 111–112.
- TS 699, 1987; "Tabi Yapı Taşları Muayene Deney Metotları", TSE, Ankara.
- West, G., 1986. Relation between abrasiveness and quartz content for some coal measures ediments. International Journal of Mining and Geological Engineering, 4, 73-78.
- Yaralı, O., 2008. Kayaçların Delinebilirlik ve Aşındırıcılıklarının Belirlenmesi, Türkiye 16. Kömür Kongresi Bildiriler Kitabı, TMMOB Maden Mühendisleri Odası Yayını, s. 65-76, Zonguldak.
- Yaralı, O., Yaşar, E., Bacak, G., Ranjith, P.G., 2008. A Study of Rock Abrasivity and Tool Wear in Coal Measures Rocks, Coal Geology, 74, Issue 1, (s.53-66).

Farklı standart & yöntemlere göre tek eksenli basınç dayanımı değişimi *Variation of uniaxial compressive strength by different standards & methods*

O. Bayram, H. Tunçdemir, & E. Güçlü

İstanbul Teknik Üniversitesi Maden Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü, İstanbul

O. Yavuz

İstanbul Teknik Üniversitesi Maden Fakültesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü, İstanbul

ÖZET: Birçok bilim dalında olduğu gibi deneysel çalışmalar, kaya mekaniği üzerine yapılan hem bilimsel hem de endüstriyel araştırma çalışmalarında da önemli bir yer tutmaktadır. Kaya mekaniği ile ilgili deneysel çalışmalar geçmişten günümüze hala devam etmektedir. Kaya kütlelerinin mühendislik özelliklerinin tayininde arazide ve laboratuvarında çeşitli deneyler yapılabilmektedir. Bu çalışmada laboratuvar deneyleri ile ilgili olarak tek eksenli basınç dayanımı tayininde kullanılan ve yürürlükte olan çeşitli standartlar ve yöntemler ele alınmıştır. Bu maksatla belirlenmiş olan bir kayaç türü için farklı boyutlarda örnekler hazırlanarak tek eksenli basınç dayanımı deneyleri yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar analiz edilerek yürürlükte olan uluslararası standartlar ve önerilmiş yöntemler karşılaştırılarak değerlendirilmeler yapılmıştır. Çalışma kapsamında Antalya bölgesine ait olan bir mermer sahasından alınan numuneler üzerinde Türk Standartları (TSE), Amerikan standartları (ASTM), önerilmiş yöntemler (ISRM), Avrupa Standartlarına (EN) uygun ve hiçbir standart- yöntemine uygun olmayan boyutlarda örnekler hazırlanmış ve tek eksenli basınç dayanımı deneyleri gerçekleştirilmiştir. Özellikle boy/çap oranı (narinlik) değişimine bağlı olarak tek eksenli basınç dayanımı değerlerindeki değişimler irdelenmiştir.

ABSTRACT: Experimental studies have an important place for both scientific and industrial researches in rock mechanics as in many other disciplines. These studies have still been taking place for many years. Various in situ and laboratory tests can be performed to determine rock mass properties. In this study, existing or valid standards and methods for the determination of uniaxial compressive strength of rock material are examined. Uniaxial compressive tests were performed on the rock samples with different Length / Diameter ratios. Results were analyzed and existing international standards and suggested methods were evaluated comparatively. Marble samples from Antalya were prepared according to Turkish Standards (TSE), American Standards (ASTM), and International Society for Rock Mechanics suggested methods (ISRM) and European Standards (EN). Non-standardized marble samples are also prepared. Uniaxial compressive strength test are performed for all samples. Results of uniaxial compressive strength tests were especially analyzed considering the samples with different length/diameter ratios.

1 GİRİŞ

Kaya mekaniğinde kayaç malzemesinin mühendislik özelliklerinin belirlenmesinde laboratuvar ve arazi deneylerinin önemli bir yeri vardır. Bugüne kadar dünyada bölgesel farklılıklar gösterse de hem laboratuvar hem de arazi deneyleri için çeşitli standartlar ve yöntemler geliştirilmiş ve kullanılması önerilmiştir. Öyle ki kayaç malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı değeri kayacın tanımlanmasında ve kaya kütlesi sınıflamasının yapılmasında kullanılan en önemli

jeomekanik parametrelerden biridir. Bu çalışmada laboratuvar çalışmaları kapsamında kayaç malzemesinin mekanik özelliklerini belirlemeye yönelik olarak yapılan deneylerden biri olan tek eksenli basınç dayanımı (TEBD) deneyinde silindirik/karot örneklerin boyutlandırması ile ilgili ortaya çıkan sonuç değişkenlikleri irdelenmiştir. Çalışmada farklı standartlar ve önerilmiş yöntemler ile birlikte hiçbir standart veya yöntemde yer almayan boyutlarda kayaç örneklerinin TEBD değerleri arasındaki ilişkiler incelenmiştir.

2 ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR

Kayaç malzemelerinin tek eksenli basınç dayanımı ile örnek boyutları arasındaki ilişkilerin irdelendiği daha önceki çalışmaların sonuçları incelendiğinde numune boyutunun artması ile numunenin basınç dayanımında önemli derecede azalma olduğu yönünde bulgular elde edildiği görülmektedir (Hoek & Brown, 1980; Bieniawski, 1968; Swain, 1968; Lundborg, 1967; Kaczynski, 1986). Ancak bazı araştırmacılar tarafından yapılan çalışmalarda ise farklı olarak özellikle boy/çap oranı 2,5:1 ve daha büyük olan örneklerde basınç dayanımı değerlerinin çok değişmediği sonucu da ortaya konmaktadır (Mogi, 1966, 2007). Ayrıca John (1972), Hawkins (1998), Thuro ve diğ. (2001), ve Unlu & Yilmaz (2008) tarafından da tek eksenli basınç dayanımı ile örneklerin farklı boy/çap oranlarının değişimi arasındaki ilişkiler araştırılmıştır. Hawkins (1998) tarafından yapılmış olan çalışmaların sonuçları ile Hoek & Brown (1980) tarafından ortaya konan sonuçların örtüşmediği de bilinmektedir.

3 ÇALIŞMANIN AMACI VE KAPSAMI

Bu çalışmada kaya mekaniğinde kayaç malzemesinin dayanım özelliklerinin belirlenmesinde sıklıkla başvurulmuş deneysel yöntemlerden biri olan TEBD'nin farklı boy/çap oranlarında göstermiş olduğu değişkenliklerin irdelenmesi amaçlanmıştır. Bu amaçla bir bölgeye ait kayaç numunesinden farklı boy/çap oranlarına sahip silindirik karot örnekler hazırlanmış ve bunların TEBD değerleri belirlenmiştir. Önerilmiş olan farklı deney yöntemleri ve standartlar dikkate alınarak değişik boy/çap oranlarına sahip örnekler üzerinde çalışma gerçekleştirilmiştir.

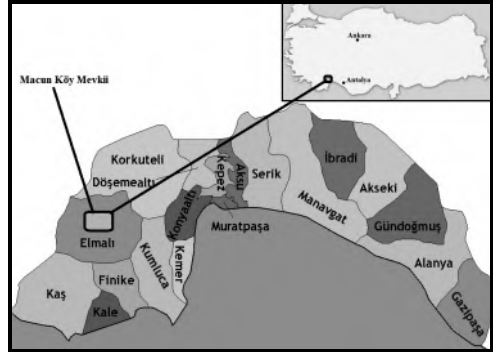
3.1 Çalışma Sahası

Çalışmaya konu olan kayaç numuneleri Antalya ili, Elmalı İlçesi, Macun Köy mevkiinden elde edilmiştir. Numunelerin ait olduğu yeri gösteren yer bulduru haritası Şekil 1'de verilmiştir.

3.2 Petrografik Özellikler

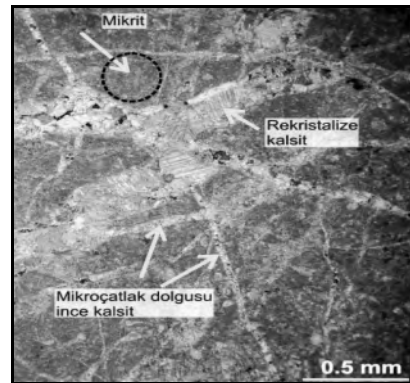
Çalışma kapsamında Antalya/Elmalı/Macun Köy mevkiinden elde edilmiş olan homojen görümlü bej rengi kayaç numunelerini temsilen petrografik özelliklerini tayin etmek amacıyla ince kesit hazırlanmıştır. Optik mikroskopta yapılan ince

kesit analizlerinin sonuçlarından aşağıda bahsedilmiştir.



Şekil 1. Çalışmada kullanılan kayaç örneklerinin alındığı yeri gösteren yer bulduru haritası.

Sedimanter kökenli kireçtaşı, nadir boşluk içeren, homojen yapıda çok ince taneli mikritik dokuludur. Kayaç tanımı olarak "mikritik kireçtaşı" dır. Kayaç mikro çatlaklıdır. Ancak mikroçatlaklar mikritten daha iri kalsit ile dolgulanmıştır. Çatlak genişliği 0,01 ile 0,05 mm arasında değişir. Çatlakların her yönde gelişmiş olması bunların diyajenez sırasındaki birincil fiziko-kimyasal koşulların ürünü olduğunu gösterir. Bunun yanında muhtemelen yine fiziko-kimyasal koşulların değişimine bağlı olarak çok ince taneli olan mikritik kalsit malzemesi yeniden kristallenerek gelişmiş olan iri taneli rekristalize kalsit kristallerini oluşturmuştur. Bu kalsit kristallerinin boyutları 0,2-0,5 mm arasında değişmektedir (Şek. 2). Ayrıca %99 oranında kalsit içermektedir.



Şekil 2. Kayaç numunesinden alınan ince kesitin optik mikroskopta büyütülmüş görüntüsü.

3.3 Yapılan Deneyler

Çalışma kapsamında kayaç numunesinin TEBD'nin yanısıra Mohs sertliği, görünür yoğunluk, özgül kütle, toplam gözeneklilik gibi fiziksel ve diğer bazı kimyasal özellikleri de belirlenmiştir. Çizelge 1 ve 2'de bu özellikler ve deney sonuçları listelenmiştir.

Çizelge 1. Kayaç numunesinin belirlenmiş bazı fiziksel özellikleri.

Fiziksel Özellik	İlgili Standart	Değer
Mohs Sertliği	TS 6809	3,5-4,0
Görünür Yoğunluk (g/cm ³)	TS EN 1936	2,69
Özgül Kütle (g/cm ³)	TS EN 1936	2,71
Toplam Gözeneklilik (%)	TS EN 1936	0,5

Çizelge 2. Kayaç numunesinin kimyasal analiz sonuçları.

Bileşen	%
SiO ₂	0,11
Al ₂ O ₃	0,04
Fe ₂ O ₃	0,02
MgO	0,38
CaO	55,00
P ₂ O ₅	0,01
Kız. Kaybı	44,45

4 TEK EKSENLİ BASINÇ DAYANIMI

4.1 Standartlar & Önerilmiş Yöntemler

Kayaç malzemesinin TEBD'nin belirlenmesinde kullanılan farklı standart ve önerilmiş yöntemler bulunmaktadır. Bu çalışmada Türk Standartları (TS), Avrupa Standartları (EN), Amerikan standartları (ASTM) ve Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği (ISRM) tarafından önerilmiş yöntemler dikkate alınarak TEBD deneyleri gerçekleştirilmiştir. Ayrıca herhangi bir standart veya önerilmiş yöntem içerisinde yer alamayan boy/çap oranına sahip örneklerde hazırlanarak TEBD değerleri belirlenmiştir. Çizelge 3'te çalışma kapsamında kayaçların TEBD'nin belirlenmesinde kullanılan farklı standartlar/önerilmiş yöntemler ve bunların içerisinde karot örnekler için belirlenmiş uygun olan boy/çap oranı değerleri verilmiştir. Çizelge incelendiğinde TEBD değerlerinin belirlenmesinde deney yapılacak örneklerin boy/çap oranlarının değişiklikler gösterdiği anlaşılmaktadır. Çalışmada Çizelge 3'te belirtilmiş olan boy/çap oranlarına

uygun olacak şekilde örnekler hazırlanarak TEBD deneyleri gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 3. TEBD için kullanılan standartlar/önerilmiş yöntemler ve istenen boy/çap oranları.

Standart/Yöntem	Örnek Şekli	Boy/çap oranı
EN 1926 / TS EN 1926	Silindir/karot	1,0
ASTM C170/C170M-09	Silindir/karot	1,0
ASTM D7012-10	Silindir/karot	2,0-2,5
TS 2028	Silindir/karot	2,0-2,5
ISRM 2007	Silindir/karot	2,5-3,0

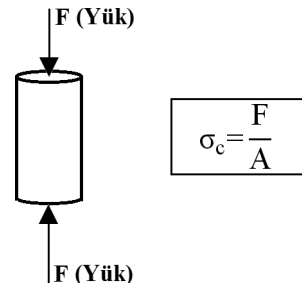
4.2 Deney Bilgileri

Uygulanan kuvvet doğrultusunda yani düşey yönde (eksenel yönde) numune üzerinde yük uygulandığından (Şek. 3) ya da diğer bir ifadeyle numunenin sıkıştırılmasından dolayı deney, tek eksenli basınç (sıkışma) dayanımı deneyi olarak adlandırılmaktadır.

Numunenin tek eksenli sıkışma dayanımı değeri (σ_c), yenilme yükünün (F) yük uygulanan numunenin yüzey alanına (A) bölünmesiyle eşitlik 1 deki gibi hesaplanır. Değişik ölçü birimlerine göre, N/mm², kg/cm² ya da MPA birimleri ile ağırlıklandırılabilirler.

$$\sigma_c = F/A \quad (1)$$

Çalışmaya konu olan kayaç örneklerinin tek eksenli basınç dayanımı deneyleri ELE marka Autotest 3000 model hidrolik test presisi (Şek. 4) kullanılarak gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3. TEBD'de yükün yönünün şematik gösterimi ve basınç dayanımının hesaplanmasında kullanılan eşitlik.



Şekil 4. Autotest 3000 model hidrolik test presi ve test öncesi bir görünüm.

Deney öncesi numune boyutları kumpasla ölçülüp kaydedilir. Numune hidrolik pres tablaları arasına yerleştirilir. Yükün numune üzerine homojen şekilde yayılmasını sağlamak amacıyla numune alt ve üst kısmına çelik plakalar (Şek. 4) yerleştirilir.

Hidrolik preslerde numunenin üzerine konulduğu alt tabla yukarı doğru hareket eder. Bu çalışmada kullanılan hidrolik pres de (Şek. 4) bu prensibe göre çalışmaktadır. Hidrolik pres yük kontrollü (kN/s) olarak tahrik edilmektedir. Deney işlemine başlamadan önce deney numunesinin boy ve çap değerleri presin dijital kontrol ünitesine girilir. Ayrıca numunenin 5-10 dk arasında kırılması sağlanacak şekilde bir yükleme hızı değeri de bu kısma girilir. Deney başladıktan sonra dijital gösterge sayesinde deney süresince yükleme hızı ve yük değerlerinin değişimi takip edilebilmektedir. Deney, silindirik karot örneğinin kırılması ile tamamlanır. Numune kırıldığında hidrolik pres yükleme işlemini durdurarak deney öncesi konumuna geri döner (presin alt tablası aşağı doğru iner). Dijital kontrol ünitesinin göstergesinde kırılma sonrasında elde edilen maksimum kırılma yükü (kN) ve tek eksenli basınç dayanımı (MPa) değerleri görünür. Hidrolik presin dijital kontrol ünitesi tek eksenli basınç dayanımını otomatik olarak hesaplamaktadır. Cihazın hesapladığı basınç dayanımı değeri, formülünden hesaplanan basınç dayanımı değeri ile aynı olmalıdır. Eşitlik 1’de verilmiş olan formülünden hesaplamalar yapılarak cihazın hesapladığı basınç dayanımı değeri kontrol edilir.

Kaya mekaniği laboratuvar deneyleri yaygın olarak silindirik/karot örnekler üzerinde gerçekleştirilir. Karot örneklerinin tercih edilmesinin nedeni olarak sondaj karotlarından faydalanılması, arazide karot numune almanın sondajlar sayesinde mümkün olması ve karot numunelerinin küp numunelere nazaran daha

düzgün şekilli olması gösterilebilir (Emir, 2011). Değişik boy/çap oranları için silindirik karot örnekler hazırlanarak yukarıda belirtilmiş olan şartlarda TEBD deneyleri gerçekleştirilmiştir. Çizelge 4’te TEBD deneyleri için hazırlanmış olan farklı boy/çap oranlarına sahip karot örneklerin bilgileri verilmiştir. Örnekler boy/çap oranlarına göre dört farklı gruba ayrılarak değerlendirilmiştir.

Çizelge 4. Çalışma kapsamında TEBD deneyleri yapılmış örneklerin boy/çap oranları ve bunların uygun olduğu standartlar/önerilmiş yöntemler.

Grup No	D (mm)	L/D	Uygunluk	#
I	50	1,0	TS / EN 1926 ve ASTM C170/170M-09	5
II	63	1,6	Önerilmiş yöntem/standart dışı	5
III	63	2,2	ASTM D7012-10 ve TS 2028	5
IV	63	3,0	ISRM 2007	5

“#” ile deneyde kullanılan örnek sayısı ifade edilmektedir.

“L/D” ile hazırlanmış olan örneklerin sahip oldukları boy/çap oranı ifade edilmektedir.

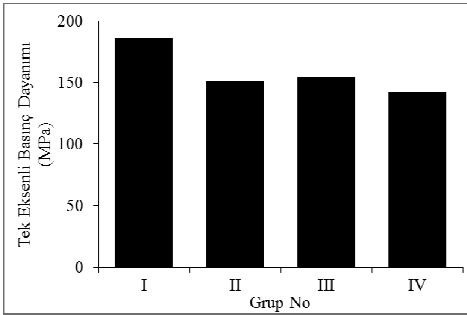
5 SONUÇLAR & DEĞERLENDİRME

Çalışma kapsamında, Antalya/Elmalı/Macun Köy mevkiine ait kayaç numunesine ait farklı boy/çap oranlarına sahip karot örneklerinin TEBD deney sonuçları Çizelge 5’te verilmiştir. Ayrıca TEBD değerlerinin boy/çap oranına göre değişimi dört ayrı grup için Şekil 5’te kolon grafik olarak gösterilmiştir.

Çizelge 5. TEBD deney sonuçları.

Grup No	Boy/çap Oranı	TEBD (MPa)	Standart Sapma
I	1,0	187,0	± 9,3
II	1,6	136,3	± 3,7
III	2,2	154,5	± 7,9
IV	3,0	141,9	± 7,7

Çizelge 5’e bakıldığında en yüksek TEBD değerinin boy/çap oranı 1:1 olan örneklerde (Grup I) elde edildiği görülmektedir. Ayrıca Grup II’deki örnekler hiçbir standarda veya önerilmiş yöntemle uymamasına rağmen Grup III ve IV’e çok yakın sonuçlar elde edilmiştir.



Şekil 5. TEBD değerlerinin boy/çap oranına göre değişimini gösteren grafik.

Silindirik/karot şeklindeki çeşitli türde kayaç malzemelerinin boy/çap oranının tek eksenli basınç dayanımı değeri üzerindeki etkisini araştıran çok sayıda çalışma bulunmaktadır. Bu çalışmalarda farklı kayaç türleri ile tek eksenli basınç dayanımı deneyleri gerçekleştirilmiştir. Çalışmaların sonuçları birbirleriyle kıyaslandığında, boy/çap oranı ile tek eksenli basınç dayanımı arasındaki ilişkinin her kayaç malzemesi türü için aynı olmadığı görülmektedir.

Bütün çalışmalar ışığında yukarıda sunulan mevcut çalışmanın sonuçları değerlendirilirse, elastik modülü yüksek olan (stiff) malzemelerde boy/çap oranı ile tek eksenli basınç dayanımı arasında herhangi bir ilişki olduğunu söylemek önerilmiş yöntemler ve standartlardaki belirtilmiş oranlar dikkate alındığında tam olarak doğru olmamaktadır. Bu etkinin görülmesi için katı (stiff) malzemelerde çok büyük boy/çap oranlarının denenmesi gerekliliği ortaya çıkmaktadır. Ancak düşük elastisite modülü olan malzemelerde ise literatürden görüleceği üzere boy/çap oranı arttıkça tek eksenli basınç dayanımı değerleri düşmektedir.

Sonuç olarak, önerilmiş yöntemlerde ve standartlarda kayacın tanımı ve petrografik özellikleri dikkate alınarak bir sınıflamaya göre boy/çap oranlarının belirlenmesi daha uygun olabilir. Çünkü boy/çap oranının kayaç malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı üzerinde bazı kayaçlarda etkili, bazılarında ise etkili olmadığı görülmektedir.

KAYNAKLAR

ASTM D7012-10, 2010. Standard Test Method for Compressive Strength and Elastic Moduli of Intact Rock Core Specimens under Varying States of Stress and Temperatures. ASTM International, ASTM International,

- West Conshohocken, PA, DOI: 10.1520/D7012-10, www.astm.org.
- ASTM C170/170M-09, 2009. Determination of compressive strength of dimension stone. ASTM International, West Conshohocken, PA, DOI: 10.1520/C0170_C0170M-09, www.astm.org.
- EN 126, 2006. Natural stone test methods - Determination of uniaxial compressive strength. European Standard, European Committee For Standardization, Brussels.
- Hoek, E. and Brown, E. T., 1980. Underground Excavations in Rock. Inst. Min. Metall. London.
- Bieniawski, Z. T., 1968. The Effect of the Specimen Size On Compressive Strength of Coal. Int. J. Rock Mechanics. (5), pp. 325-335.
- Hawkins, A.B., 1998. Aspects of rock strength. Bull Eng Geol Environment, v. 57: pp.17-30.
- ISRM, 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006. In: Ulusay R, Hudson JA (eds) Suggested methods prepared by the commission on testing methods, ISRM, Compilation arranged by the ISRM Turkish National Group, Kozan ofset, Ankara.
- John, M., 1972. The influence of length to diameter ratio on rock properties in uniaxial compression: a contribution to standardisation in rock mechanics testing. Rep S Afr CSIR No ME1083/5.
- Kaczynski, R. R., 1986. Scale Effect During Compressive Strength Tests. Proc. Int. Congress of IAEG. pp.371-373.
- Lundborg, N. 1967. The strength- Size Relation of Granite. Int. J. Rock Mechanics. (4), pp. 269-272.
- Mogi K., 1966. Some precise measurements of fracture strength of rocks under uniform compressive stress. Felsmechanik und Ingenieurgeologie 4:41-55.
- Mogi K., 2007. Experimental rock mechanics. Taylor & Francis, p. 361, London.
- Swain, R., 1968. Strength-Size Effect in Brittle Model Tests Simulating Underground Rock Fracture. Mining Engineer. (127), pp. 211-214.
- Thuro, K., Plinninger R.J., Zah S., Schutz S., 2001. Scale effects in rock strength properties. Part 1: Unconfined compressive test and Brazilian test. In: ISRM regional symposium, EUROCK 2001, Rock mechanics-a challenge for society, pp. 169-174, Finland.
- TS EN 126, 2007. Doğal taşlar- Deney metotları- Basınç dayanımı tayini. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS 2028, 1975. Kayaçların tek eksenli basma dayanımlarının tayini. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- Unlu, T., Yilmaz, O., 2008. Investigation of the shape effect on the uniaxial compressive strength of the intact rock. In: Turk, N., Delirmanlı, A.H., Kınal, C. (eds) 9th regional rock mechanics symposium, pp 121-141, Izmir, Turkey.

Compressive strength determination of limestone rocks from uniaxial compression and point load tests

D. Wang, M. Hozayen & E. Radwan

Abu Dhabi Company for Onshore Oil Operations(ADCO) , Abu Dhabi, UAE

A. Jebbouri, P. A. Nawrocki & Z. Qi

Department of Petroleum Engineering, The Petroleum Institute, Abu Dhabi, UAE

X. Zhang

Schlumberger

ABSTRACT: This paper investigate the relationship between Uniaxial Compressive Strength (UCS) and Point Load Index for limestone rocks from an onshore carbonate oil field located in the United Arab Emirates (UAE). The results of the conventional uniaxial compression tests conducted on samples of limestone rock in accordance with ISRM standards are correlated with the corresponding results from Point Load tests and a linear relationship is proposed: $UCS = 17.25 Is(50) + 2.34$. It is proved that the Point Load tests are good supplementation for UCS tests. The thorough discussion of correlations and methods of analysis that can be used for such situations are included in the paper and practical recommendations are presented. Contributing to the general subject of rock testing, this paper is also addressing core availability issue, a great problem not only for the oil industry, showing that small rock pieces remaining after other types of physical tests can still be very useful for the purpose of mechanical tests and can give reliable data. In addition, the effect of unit weight and porosity on UCS is also investigated and discussed in detail.

1. INTRODUCTION

Uniaxial Compressive Strength (UCS) is commonly used for rock characterization and in geomechanics design of surface and subsurface structures. However, from the experimental point of view, the uniaxial compression tests are not always easy to perform. Therefore tests such as Point Load are sometimes used to predict the UCS, especially when quick estimate of rock strength is needed. The question remains how accurate such UCS prediction is? Various studies have shown that there is no single factor relating the Point Load strength to UCS for all rock types. Also, there is no reported research in this regard for local rocks in the United Arab Emirates (UAE).

The main objective of this paper is to investigate the relationship between UCS and Point Load Index for limestone rocks from an onshore carbonate oil field located in the UAE. This field has been producing from the Upper Cretaceous Simsima formation which is a complex, layered heterogeneous limestone and dolomite unit.

In this paper, the results of the conventional UCS tests conducted on samples of limestone rock in accordance with ISRM standards are correlated with the corresponding results from Point Load tests and correlating functions are proposed. The thorough discussion of correlations and methods of analysis that can be used for such situations are included in the paper and practical recommendations are presented.

Contributing to the general subject of rock testing and optimization of testing procedures, this paper is also addressing core availability issue, showing that small rock pieces remaining after other types of physical tests can still be very useful for the purpose of mechanical tests and can give reliable data. It is shown in the paper that Point Load Strength Index is a good indicator of the UCS and that the number of Point Load tests needed to obtain a meaningful UCS results is actually less than the typically recommended number. Conclusions related to the influence of rock type and texture on UCS are also presented.

This paper is part of a larger project, the objective of which is to characterize the mechanical properties of Simsima rocks by conducting a variety of rock mechanics tests including uniaxial compression tests, triaxial compression tests, Brazilian tests and K_0 tests. Data obtained will be used by Abu Dhabi Company for Onshore Oil Operations (ADCO) to detect, evaluate, and alleviate potential production and drilling problems. Especially, these data will contribute to the finite element modeling of the structure configuration and fracture pattern for the Simsima formation.

2 PREVIOUS INVESTIGATION

Uniaxial Compressive Strength (UCS) is the most fundamental mechanical property of rocks which is commonly used in geomechanics design of surface and subsurface structures. The procedure for measuring this type of strength has been standardized by both the International Society for Rock Mechanics (Ulusay & Hudson, 2007) and the American Society for Testing and Materials (ASTM, 1984). However, from the experimental point of view, the uniaxial compression tests are not always easy to perform. First of all, the test requires sophisticated, heavy and specialized testing systems and well prepared cylindrical rock samples; secondly, the testing procedure and sample instrumentation are complicated and time consuming. Therefore, indirect tests such as Point Load test are often used to predict the UCS.

The Point Load Index (Is) test has often been reported as an indirect measure of the uniaxial compressive strength of rock. Compared to uniaxial compression test, this test is easier to conduct because it requires less sample preparation and the testing system is not complicated and portable. Therefore, it facilitates field applications of the test, even underground, where quick estimate of rock strength can be obtained as the test can be performed in a few minutes time and on small rock blocks (lumps) with irregular surfaces. Various studies have shown that there is no single factor relating the point load test to UCS for all rock types. Also, there is no reported research in this regard for local rocks in the UAE.

D'Andrea et al. (1964) performed uniaxial compression and the point load tests on a variety of

rocks, and found the following linear correlation for the UCS and $I_s(50)$:

$$UCS = 16.3 + 15.3 I_{s(50)} \quad (1)$$

where

UCS = Uniaxial Compressive Strength of rock.

$I_s(50)$ = Point Load Index for 50 mm diameter core.

Broch and Franklin (1972) suggested that the uniaxial compressive strength is about 24 times of the point load index for 50 mm diameter cores. Bieniawski (1975) suggested that the UCS is approximately 23 times of the point load index. Pells (1975) showed that the conversion factor of 24 can lead to 20% error in the prediction of compressive strength for several rock types. Greminger (1982) and Forster (1983) also showed that the conversion factor of 24 cannot be validly applied to anisotropic rocks.

Hassani et al. (1980) studied the point load test on large specimens and revised the size correlation chart from cores with varying diameters to the standard size of 50mm and found the ratio of UCS to $I_s(50)$ to be approximately 29.

According to ISRM (Ulusay & Hudson, 2007), typically the compressive strength is 20-25 times of the point load index. However, for various rock types this number could change between 15 and 50.

Brook (1985) emphasized the possible sources of error when using the point load test, and proposed an analytical method of "size correction" to a chosen standard size.

Cargill and Shakoor (1990) proposed that for some situations the point load test is the best method for estimating the compressive strength. They found the following correlation:

$$UCS = 23 I_{s(50)} + 13 \quad (2)$$

Chau and Wong (1996) proposed a analytical formula for the calculation of the UCS based on the point load strength corrected to a specimen diameter of 50 mm. The theoretical prediction of the conversion factor relating UCS to $I_s(50)$ was reported to be 14.9, and this value depends on a series of parameters such as the compressive to tensile strength ratio, the Poisson's ratio, the length and the diameter of the rock specimen.

Hawkins (1998) stated that ratio between UCS and I_s differs from 7 to 68 for different lithologies and conditions and that the ratio for saturated rocks is often 50% lower than for dry rocks. Through summarizing published data and his own data for sedimentary rocks, Romana (1999) proposed a variation of the conversion factor for limestones from 14.5 to 27, for sandstones 12 to 24, for siltstones and mudstones 10 to 15, and for chalk and porous limestones 5 to 10. Thuro and Plinninger (2001) used a regression analysis of a series of test results for Innsbruck quartzphyllite, estimated a conversion factor to be 19.9.

Kahraman (2001) evaluated the relation between UCS and I_s using the data on 48 different rocks and found two separate trends:

For coal measure rocks:

$$UCS = 23.62 I_{s(50)} - 2.69 \quad (3)$$

For other rocks:

$$UCS = 8.41 I_{s(50)} + 9.51 \quad (4)$$

Quane and Russel (2003) established empirical relations to convert I_s values into the UCS values for strong and weak rocks, while the relationship for strong rocks is linear, the relationship for weak rocks is nonlinear. Through a series of tests on sedimentary rocks in Greece, Tsiambaos and Sabatakakis (2004) stated that the conversion factors between point load and uniaxial compressive strength varies from 13 for soft sedimentary rocks and 28 for harder rocks. Palchik and Hatzor (2004) showed that the conversion factor of UCS to I_s is not constant, but is porosity dependent, and that an increase in porosity from 18% to 40% leads to decrease of the conversion factor from 18 to 8.

Fener et al. (2005) reported the following relation between Point load index and UCS:

$$UCS = 9.08 I_{s(50)} + 39.32 \quad (5)$$

Akram and Bakar (2005) studied Pakistan local rocks and found two distinct trend, which are respectively:

$$UCS = 22.79 I_{s(50)} + 13.29 \quad (6)$$

$$UCS = 11.08 I_{s(50)} \quad (7)$$

Basu and Kamran (2010) suggested that attempts should be made for utilizing point load strength in predicting UCS of anisotropic rocks.

To sum up, the suggested ratios between UCS and $I_s(50)$ cover a very wide range and are highly dependent on rock types.

3 SAMPLE COLLECTION & DESCRIPTION

All of the samples were cored from the Upper Cretaceous Simsima formation from an onshore carbonate oil field located in the UAE, Fig. 1. This field has been producing from the Upper Cretaceous Simsima formation since 1983. It is a complex, layered heterogeneous limestone and dolomite unit exhibiting considerable lateral and vertical lithological changes and variations of reservoir characteristics. The Simsima rocks have never been systematically tested for mechanical properties previously.

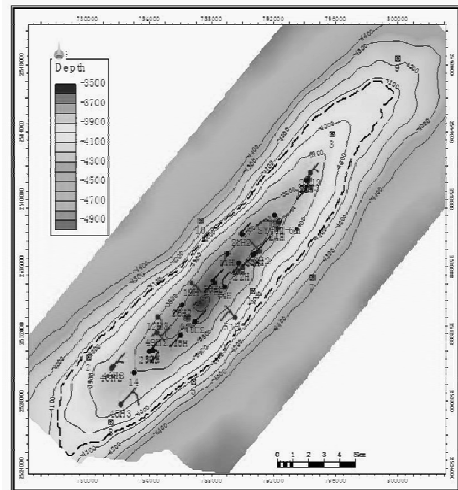


Figure 1. Structure contour map of the reservoir

Uniaxial compression tests were conducted on 11 samples. Point Load tests were run on the scraps of the 11 UCS samples, and for each sample, up to 4

to 5 Point Load tests, depending on the availability of the qualified scraps.

4 UNIAXIAL COMPRESSION TEST

4.1 Test procedure

Introduction

In uniaxial compression test a cylindrical rock sample is compressed along its axis until peak strength is achieved and failure occurs. This method of testing is intended to measure the uniaxial compressive strength (UCS) of a rock sample in the form of specimen of regular geometry like commonly used cylindrical plugs.

Equipment

The auxiliary system of the automated servo controlled Autolab 1500 rock testing system (Fig. 2) has been used to conduct the uniaxial compression test in the rock mechanics laboratory of the Petroleum Institute in Abu Dhabi. This equipment supports a comprehensive suite of mechanical rock properties measurements as a function of the state of stress and temperature. The system conveniently runs most standard rock mechanics test regimens.



Figure 2. NER Autolab 1500 and the auxiliary system

Sample preparation

All the core samples were prepared following the ISRM suggested methods (Ulusay & Hudson, 2007) with a diameter of 3.81 cm (1.5 inch), length of about 7.62 cm (3 inch), and the length to diameter ratio of approximately 2. The samples ends have been finished smooth and are perpendicular to its axis.

Procedure

1. Instrument the sample with either LVDTs or strain gauges to measure the deformation under loading conditions and then cap it with the transducers.
2. Load the sample into the system and increase the axial load slowly and steadily until failure (Fig. 3). The system automatically records axial stress, axial deformation and lateral deformation.
3. Record the maximum load attained when the specimen fails.

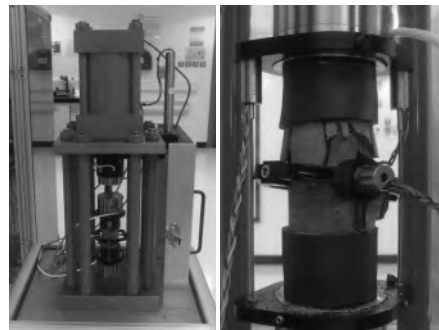


Figure 3. Loading the sample plug and showing sample plug failure

4.2 The variation of UCS with physical properties

An attempt to correlate UCS with dry effective porosity and density is respectively presented in Figs. 4 and 5.

The variation of UCS with porosity for tested rock samples is presented in Fig. 4. The results show that when the porosity of the samples increased from 10% to around 30%, their uniaxial compressive strength decreased from around 60 MPa to less than 10 MPa. In other words: the higher the porosity, the lower the uniaxial compressive strength. Lower porosity indicates better compaction and cementation, thus indicates higher rock strength.

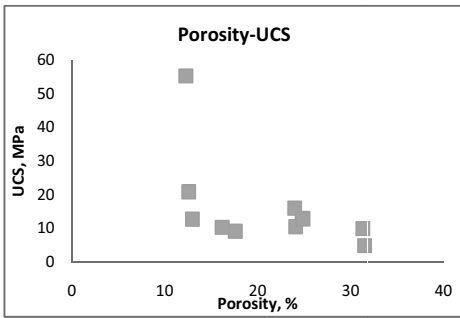


Figure 4. Variation of UCS with porosity

The density of rocks is a function of the densities of the individual grains, the porosity and compaction. The variation of uniaxial compressive strength with density for tested rock samples is presented in Fig. 5. When the density of the samples increased from 1.8 g/cm^3 to around 2.6 g/cm^3 , the uniaxial compressive strength of these samples increased from less than 10 MPa to around 50 MPa. This indicates that for tested limestone rocks the higher the density, the higher the uniaxial compressive strength. Higher density indicates better compaction and cementation, thus indicates higher rock strength.

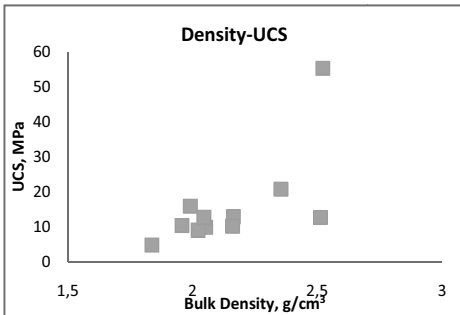


Figure 5. Variation of UCS with density

4.3 Rock type effect on strength

The Dunham classification system (1962) for carbonate sedimentary rocks was devised by Robert Dunham and refined by Embry and Klovan (1971). According to Dunham classification, the rock types investigated in our study can be divided into two groups: mud-supported group which includes wackstone and floatstone and grain-supported group which includes packstone and grainstone.

Representative photomicrographs obtained from thin section study of the tested rocks for mud-supported group and grain-supported group are shown respectively in Figs. 6 and 7.

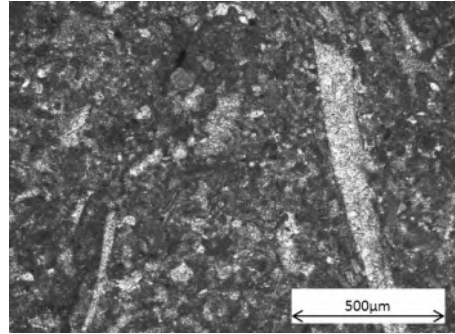


Figure 6. Photomicrograph of a tested low porosity wackstone sample (mud-supported group)

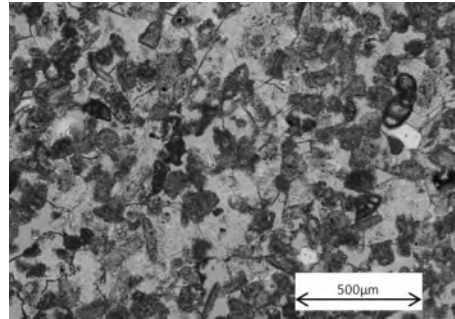


Figure 7. Photomicrograph of a tested high porosity grainstone sample (grain-supported group)

In this case, we take a second look at the UCS-Porosity & UCS-density relationship, Figs. 8-9. The two rock type groups have different trends. For the grain supported group samples, the UCS of the samples decreases/increases sharply with the increase of porosity/density and it seems that the porosity or density doesn't have strong effect on UCS for the mud supported rock samples. The reason could be that the mud supported samples themselves are weak due to their lithology and textures, and this renders porosity/density minor parameters.

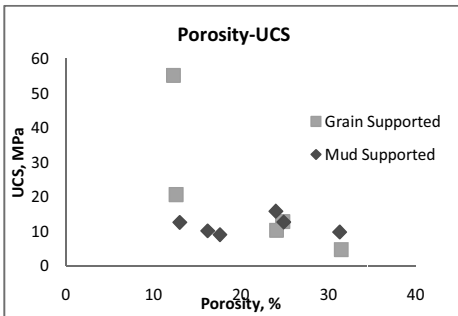


Figure 8. Variation of UCS with porosity

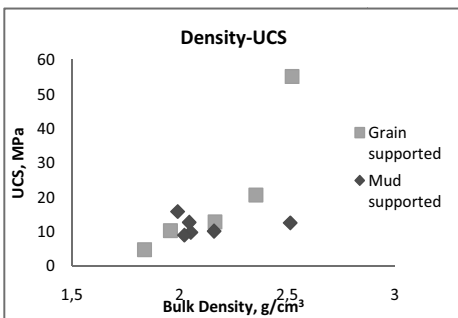


Figure 9. Variation of UCS with density

5 POINT LOAD INDEX TEST

5.1 Test procedure

Introduction

The Point Load Strength test is intended as an index test for the strength classification of rock materials. It may also be used to predict other strength parameters with which it is correlated such as uniaxial tensile and uniaxial compressive strength. In Point Load tests, rock specimens in the form of either core (the diametral and axial tests), cut blocks (the block test), or irregular lumps (the irregular lump test) are broken by application of concentrated load through a pair of spherically truncated, conical platens. Less specimen preparation is needed.

Equipment

The GCTS Point Load testing system (Fig. 10) was used for Point Load Index experiments. The system consists mainly of a loading frame of very high transverse stiffness, a system for measuring the load, a system for measuring the distance between the two

platen contact points, a hydraulic jack and a pressure gauge.

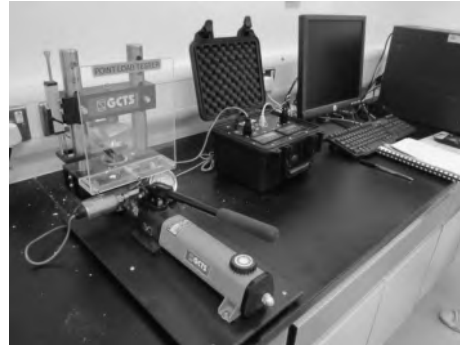


Figure 10. GCTS Point Load Testing System

Procedures

In our case, the Point Load test was conducted on scraps left from the uniaxial compression tests and these pieces were all irregular lumps. Therefore below we only discuss the specific procedures of the Point Load test for block and irregular lumps.

There are some certain shape requirements for the irregular lumps used for Point Load test. As shown in Fig. 11, the ratio D/W (diameter/width) should be between 0.3 and 1.0, preferably close to 1.0. The distance L should be at least $0.5W$. Specimens of this size and shape may be selected if available.

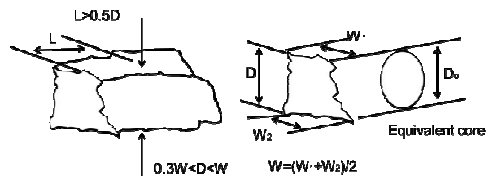


Figure 11. Specimen shape requirements for the irregular lump test

According to ISRM procedure (Ulusay & Hudson, 2007), there should preferably be at least 10 tests per sample, for most of the rocks are heterogeneous or anisotropic. In our case, the number of lumps that qualified for the Point Load test was 4-5 for each sample, so we conducted 4-5 tests per sample and analysis of results showed that they are credible. This will be further discussed below.

The following procedure was performed:

- 1) Measure the dimensions (length, diameter and width) of the dry samples, and check the

- suitability of the samples.
- 2) Insert the specimen in the testing machine between the hardened steel points and close the platens to make contact with the smallest dimension of the sample lump, away from edges and corners.
- 3) Increase the load steadily, until the sample fails (within 10 - 60 seconds), and record the failure load.
- 4) The procedure above is repeated for the remaining tests in the sample. The test should be rejected as invalid if the fracture surface passes through only one loading point.

Steps mentioned above are consistent with the appropriate ISRM procedure (Ulusay & Hudson, 2007) used to conduct such tests.

Calculations

The strength index is defined as the load at failure divided by the square of equivalent core diameter:

$$I_s = \frac{P}{D_e^2} \quad (8)$$

Where,

I_s = point load index, MPa;

P = failure load, kN;

D_e = equivalent core diameter of specimen, mm. Its calculation depends on the specimen type:

Specimen Type	Equivalent core diameter formula
Diameter	$D_e = d$, Specimen diameter
Axial/ Irregular	$D_e^2 = \frac{4wD}{\pi}$

Moreover, the point load index must be corrected to a standard equivalent diameter of 50 mm and the corrected $I_s(50)$ is a unique property of the rock:

$$I_{s(50)} = \left(\frac{D_e}{50}\right)^{0.45} \times \left(\frac{P}{D_e^2}\right) \quad (9)$$

Where

$I_{s(50)}$ = corrected point load index, MPa;

P = Applied load at failure, kN

5.2 Point load strength index test results summary

The uniaxial compression tests have been done on 11 samples and for each sample we ran 4-5 Point Load tests on its pieces, depending on the

availability of the qualified scraps, and calculated the average point load index $I_s(50)$. In total 51 pieces of sample scraps were tested for point load test and the averaged point load strength index values ranged from 0.20 MPa to 2.81 MPa. Results of the Point Load test are presented in Figure 12.

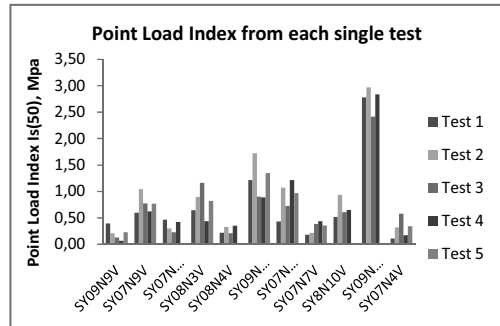


Figure 12. Point Load Index from each single test

5.3 UCS- $I_s(50)$ relationship

Regression analysis was applied to define the relationship among UCS and point load test data. As shown in Fig. 13, the correlation relating point load index and UCS values is a linear function. The equations for the regression curve is: $UCS = 17.25 I_s(50) + 2.342$.

Linear regression models relating the strength values obtained from these tests are the ones commonly reported in the literature. The estimated conversion factor of 17 is quite similar to that proposed by D'Andrea et al. (1964), Forster (1983) and by Palchik and Hatzor (2004).

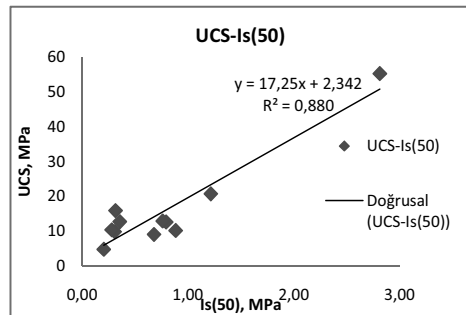


Figure 13. Comparison of UCS and $I_s(50)$

5.4 Significance of number of tests

The cores in petroleum industry are extremely expensive and hard to acquire, so the idea of using large numbers of specimen for destructive tests to acquire mechanical parameters is impractical. Therefore, we should look for every possible qualified piece of rocks for tests. Rather than abandoning the scrapes of rocks left from UCS tests, it would be wise to make use of these pieces for irregular lump point load tests which is exactly what have been done in this research.

According to the ISRM suggested methods (Ulusay & Hudson, 2007), at least 10 tests should be run on each sample to accurately identify the Point Load strength index of a rock. In our case, due to the availability of the qualified lumps, not 10 but only 4 to 5 Point Load tests were run on each sample.

Fig. 14 shows the change in the calculated averaged Point Load Index when the number of tests is increasing. When very few tests were done, the calculated Average Point Load Index was unstable and varied a lot. However, with each single extra test added, the Index stabilizes quickly at a certain value which we can trust as a representative index value for that test. It was noticed during our testing that after 4 tests the averaged Point Load Index would still have some small variations. However, after 5 tests, the variation has become insignificant.

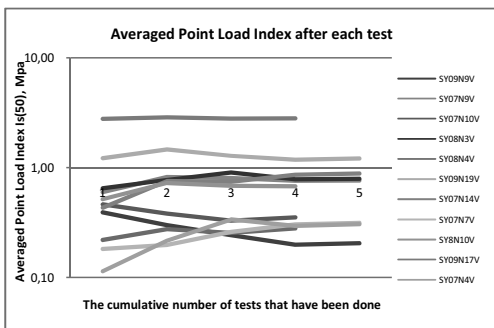


Figure 14. Averaged Point Load Index after each test

The same conclusion can also be drawn from Fig. 15 which shows the squared deviations of $Is(50)$ calculated after each test. The squared deviations of $Is(50)$ after 4 tests are already very small, but after 5 tests the value literally approached zero. The sum of

squared deviations of $Is(50)$ after 4 tests is 0.0462, and after 5 tests it was only 0.0019.

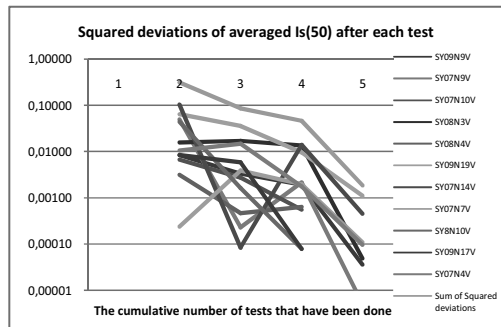


Figure 15. Squared deviations of $Is(50)$ after each test

Therefore, for rocks tested in our study, running 5 Point Load tests on a sample is enough to provide reliable outcomes when no more qualified lumps are available.

6 SUMMARY & CONCLUSIONS

Uniaxial compression tests were conducted on limestone sample plugs core from an onshore carbonate oil field located in the UAE. Point Load tests were run on the scraps of the samples, and for each plug 4 to 5 Point Load tests were run, depending on the availability of the qualified scraps. The observations are discussed below:

- 1) The variation of rock strength with physical properties: The uniaxial compressive strength of rock samples increased with decreasing porosity or increasing density. Lower porosity and/or higher density indicates better compaction and cementation, thus indicates higher rock strength.
- 2) The relationship between UCS and $Is(50)$: For the tested Simsima rocks the UCS was found to be correlated with $Is(50)$ through a linear relationship: $UCS = 17.25 Is(50) + 2.34$. It is proved that the Point Load Strength Index tests are good supplementation for UCS tests.
- 3) The significance of Point Load strength index tests numbers: The core in petroleum industry are extremely expensive and hard to acquire, the idea of using large numbers of specimen for destructive test to acquire mechanical parameters is impractical. Based on the results of Point Load

tests, it is believed that the numbers of repetitions for Point Load tests could be lowered in some situations such as ours from 10 to 5, and will still present reliable outcomes.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors gratefully acknowledge Abu Dhabi Company for Onshore Oil Operations (ADCO) and The Petroleum Institute for permission to publish this work.

REFERENCE

- ASTM, 1984. Standard Test Method for Unconfined Compressive Strength of Intact Rock Core Specimens, Soil and Rock, Building Stones, Annual Book of ASTM Standards 4.08, ASTM, Philadelphia, Pennsylvania.
- Akram M. and Bakar M. Z. A., 2007. Correlation between Uniaxial Compressive Strength and Point Load Index for Salt-Range rocks. Pak. J. Engg. & Appl. Sci. Vol. 1, 1-8.
- Basu, A., Kamran, M., 2010. Point load test on schistose rocks and its applicability in predicting uniaxial compressive strength, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 47, 823-828.
- Bieniawski Z. T., 1975. The point load test in geotechnical practice, Bulletin of Engineering Geology, 9(1), 1-11.
- Broch E. and Franklin J.; J., 1972. The Point Load Strength Test. Rock Mechanics and Mining Sciences, 9(6), 669-697.
- Brook N., 1985. Fines measurement for the impact testing of rocks, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics, 22, 61-70.
- Cargill J. S. and Shakoor A., 1990. Evaluation of empirical methods for measuring the uniaxial compressive strength, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 495-503.
- Chau K. T. and Wong R. H. C., 1996. Uniaxial compressive strength and point load strength, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 183-188.
- D'Andrea D. V., Fischer R. L. and Fogelson D. E., 1964. Prediction of compressive strength from other rock properties, US Department of the Interior, Bureau of Mines, Report of Investigations, 6702, 1-23.
- Dunham, R. J., 1962. Classification of carbonate rocks according to depositional texture, In Ham, W. E. Classification of carbonate rocks. American Association of Petroleum Geologists Memoir, 1, 108-121.
- Embry, AF, and Klován, JE, 1971. A Late Devonian reef tract on Northeastern Banks Island, NWT: Canadian Petroleum Geology Bulletin, Vol.19,730-781.
- Fener M., Kahraman S., Bilgil A. and Gunaydin O., 2005. A comparative evaluation of indirect methods to estimate the compressive strength of rocks, Rock Mechanics and Rock Engineering Austria, 1-15.
- Forster IR., 1983. The influence of core sample geometry on the axial point-load test, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 20, 291-5.
- Greminger M., 1982. Experimental studies of the influence of rock anisotropy on size and shape effects in point-load testing, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 19:241-6.
- Hassani F. P., Scoble M. J. J. and Whittaker B. N., 1980. Application of point-load to strength determination of rock and proposals for new size-correction chart, In: Summers, D. A. (ed.) Proc. 21st US Symposium, Rock Mech., Rolla, Missouri, 543-553.
- Hawkins AB., 1998. Aspects of rock strength, Bulletin of Engineering Geology and Environment, 57, 17-30.
- Kahraman, S., 2001. Evaluation of simple methods for assessing the uniaxial compressive strength of rock, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 38, 981-994.
- Pells P. J. N., 1975. The use of the point load test in predicting the compressive strength of rock materials, Australia Geomechanics, G5 (N1), 54-56.
- Palchik V, Hatzor YH., 2004. The influence of porosity on tensile and compressive strength of porous chalk, Rock Mechanics and Rock Engineering, 37(4), 331-41.
- Quane SL, Russel JK., 2003. Rock strength as a metric of welding intensity in pyroclastic deposits, Eur J Mineral, 15, 855-64.
- Romana, M., 1999. Correlation between uniaxial compressive and point-load (Franklin test) strengths for different rock classes, 9th ISRM Congress, vol. 1. Balkema, Paris, 673-676.
- Thuro, K., Plinninger, R.J., 2001. Scale effects in rock properties: Part 2. Point load test and point load strength index, In: Sarkka, P., Eloranta, P. (Eds.), EUROCK Swets and Zeitlinger, Lisse, 175-180.
- Tsiambaos G, Sabatakakis N., 2004. Considerations on strength of intact sedimentary rocks, Engineering Geology, 72, 261-73.
- Ulusay, R.; Hudson, J.A., 2007. The Blue Book - The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974-2006. Ankara: ISRM& ISRM Turkish National Group.

3. BÖLÜM

3. CHAPTER

TEORİK VE ANALİTİK UYGULAMALARI

THEORETICAL AND ANALYTICAL APPLICATIONS

Kaya mekaniğinde eksenel-simetrik problemler

Axisymmetrical problems in rock mechanics

H. Gerçek

Bülent Ecevit Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Zonguldak

ÖZET: Bu bildiride, kaya mekaniğinde ve kaya mühendisliğinde karşımıza çıkan eksenel-simerik problemler incelenmiştir. Öncelikle, mekanik açıdan eksenel-simetri kavramı ve koşulları tanımlanmıştır. Sonra, eksenel-simetri çözümleri uygulanabilen problemlere örnekler verilmiştir. Bu kapsamda, eksenel-simetri gösteren, sırasıyla; mekanik özelliklerle ilgili deneylere (statik elastik sabitler, dayanım ve indeks deneyleri), yerüstü kazılarına, yeraltı açıklıklarına (dairesel tünel veya kuyu, küresel boşluk, dönel elips veya ovaloid boşluklar, diğer alışıl gelmiş ve alışılmadık geometrideki açıklıklar) ve çok özel kaya mühendisliği jeomekanik problemlerine değinilmiştir. Daha sonra, eksenel-simetrik problemlerin incelenmesinde yaygın olarak kullanılan iki boyutlu sayısal çözümlerlerde karşılaşılan sorunlar ve dikkat edilmesi gereken hususlar tartışılmıştır. Son olarak da, konuyla ilgili bir örnek olarak, hidrostatik birincil gerilme alanında açılan dairese bir tünelde kazı aynası geometrisinin ışınsal yer değıştirmelere etkisi incelenmiştir.

ABSTRACT: This paper deals with the axisymmetric problems encountered in rock mechanics and rock engineering. First, the concept of axial symmetry and its conditions are defined from mechanical point of view. Next, examples are given for the problems to which axisymmetric analyses can be applied. In this context, the following problems that demonstrate axial symmetry are mentioned: laboratory experiments related to mechanical properties (uniaxial deformability and strength tests, index tests), surface excavations, underground openings (circular tunnel or shaft, spherical, ellipsoidal and ovaloidal cavities, other openings with conventional and unconventional geometry) and some very special rock engineering and geomechanics problems. Later, problems and important considerations in the two-dimensional numerical analyses widely used for studying the axisymmetric problems are discussed. Finally, as an example, the effect of excavation face geometry on the radial displacements is studied for a circular tunnel excavated in a hydrostatic in situ stress field.

1 GİRİŞ

Kaya mekaniği ve kaya mühendisliğinde, laboratuvar ölçeği ile maden ocağı ölçeği arasında değışen geniş bir uygulama alanında eksenel-simetri özellikleri gösteren problemlerle oldukça sık karşılaşılmaktadır. Aslında üç-boyutlu olan bu problemlerin kaya mekaniği açısından incelenmesi söz konusu olduğu zaman, daha basit ve iki-boyutlu eksenel-simetrik çözümler yöntemleri kullanılabilir. Eksenel-simetri, özellikle sayısal yöntemler kullanılarak yapılan gerilme çözümlerinde, değıştirgesel (parametrik) çalışmalar için büyük kolaylıklar sağlamaktadır.

Bildiride, jeomekanikte sıkça karşımıza çıkan eksenel-simetri problemleri üzerinde durulmuştur. İlk olarak, eksenel-simetrik durumların koşulları mekanik açıdan özetlenmiştir. Sonra, eksenel-simetrik çözümler ile incelenebilen kaya mekaniği ve kaya mühendisliği problemlerinden örnekler verilmiştir. Ayrıca, söz konusu problemlerin incelenmesinde yaygın olarak kullanılan sayısal gerilme çözümlerinde uygulanabilecek modeller önerilmiş ve uygulamalarda dikkat edilmesi gereken hususlara da değinilmiştir. Son olarak, eksenel-simetri gösteren birincil gerilme alanında açılan dairese kesitli bir tünelde, kazı aynası geometrisinin ışınsal yer değıştirmelere etkisi incelenmiştir.

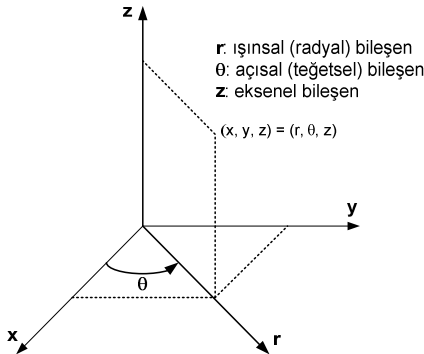
2 EKSENEL-SİMETRİ

Bir problemin mekanik açıdan eksenel-simetrik olabilmesi için;

- geometrisinin,
- yük ve yer değiştirme sınır koşullarının ve
- malzeme özelliklerinin

eksenel-simetri göstermesi gerekir.

Öncelikle, probleme konu olan üç-boyutlu cisim(ler) eksenel-simetri özelliğine sahip olmalıdır. Başka bir deyişle: problem konusu üç-boyutlu geometri, iki-boyutlu bir şeklin bir eksen etrafında 360 derece döndürülmesiyle elde edilebilmelidir. Bu kapsamda, eksenel-simetrik problemlerde silindirik koordinatların (Şek. 1) kullanımı, anlamlı olduğu kadar, pratik kolaylıklar da sağlar.



Şekil 1. Silindirik koordinatlar.

Geometriye ek olarak, problemin kuvvet ve yer değiştirme sınır koşulları da açısıl (teğetsel) koordinat bileşeninden bağımsız olmalıdır. Silindirik koordinatlarda; ışınsal, teğetsel ve eksenel yer değiştirmelere sırasıyla u_r , u_θ ve u_z dersek; eksenel-simetrik problemlerde, teğetsel yer değiştirme bileşeni

$$u_\theta = 0 \quad [1.a]$$

olurken ışınsal ve eksenel bileşenler de yalnızca r ve z 'nin işlevleri, yani

$$u_r, u_z = f(r, z) \quad [1.b]$$

olmalıdır.

Buna göre, gerinim (birim deformasyon) - yer değiştirme temel bağıntılarını yazacak olursak:

$$\varepsilon_r = -\frac{\partial u_r}{\partial r}$$

$$\varepsilon_\theta = -\frac{u_r}{r} - \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} = -\frac{u_r}{r}$$

$$\varepsilon_z = -\frac{\partial u_z}{\partial z}$$

$$\varepsilon_{r\theta} = \varepsilon_{\theta r} = -\frac{1}{2} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} + \frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} \right) = 0$$

$$\varepsilon_{\theta z} = \varepsilon_{z\theta} = -\frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_\theta}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_z}{\partial \theta} \right) = 0$$

$$\varepsilon_{rz} = \varepsilon_{zr} = -\frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_z}{\partial r} + \frac{\partial u_r}{\partial z} \right) \quad [2]$$

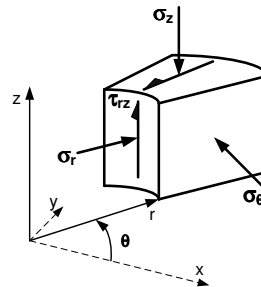
elde ederiz. Gerinim gereyi (tansörü) olarak da

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_r & \varepsilon_{r\theta} = 0 & \varepsilon_{rz} \\ \varepsilon_{\theta r} = 0 & \varepsilon_\theta & \varepsilon_{\theta z} = 0 \\ \varepsilon_{zr} & \varepsilon_{z\theta} = 0 & \varepsilon_z \end{bmatrix} \quad [3]$$

yazılabilir. Bu durumda, gerilme gereyi de

$$\begin{bmatrix} \sigma_r & \tau_{r\theta} = 0 & \tau_{rz} \\ \tau_{\theta r} = 0 & \sigma_\theta & \tau_{\theta z} = 0 \\ \tau_{zr} & \tau_{z\theta} = 0 & \sigma_z \end{bmatrix} \quad [4]$$

şeklinde olacaktır (Şek. 2).



Şekil 2. Silindirik koordinatlarda, birim hacim elamanına etkiyen eksenel-simetrik gerilme bileşenleri.

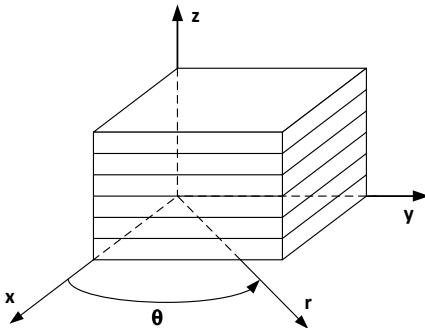
Silindirik koordinatlarda diferansiyel denge denklemlerini hatırlayacak olursak:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{\theta z}}{\partial z} + \frac{2\tau_{r\theta}}{r} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{rz}}{r} &= 0 \end{aligned} \quad [7]$$

Eksenel-simetri durumu için bu denklemler ikiye iner.

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{rz}}{r} &= 0 \end{aligned} \quad [8]$$

Son olarak, malzeme özellikleri de eksenel-simetri göstermelidir. Kaya malzemesi veya kütlesi, ya yönsemez (izotropik) olmalı ya da simetri eksenine dik düzleme göre düzlemsel yönsemezlik özelliğine sahip olmalıdır. Kaya mekaniğinde, ikinci durumun pratik karşılığı, simetri eksenine dik konumda tabakalanma gösteren kayalar olup, bunlar genellikle tabakalanmaya dik ve paralel doğrultularda farklı şekil değiştirme özelliklerine sahiptir (Şek. 3).



Şekil 3. Simetri eksenini z'nin tabakalanma düzlemine dik olduğu düzlemsel yönsemezlik.

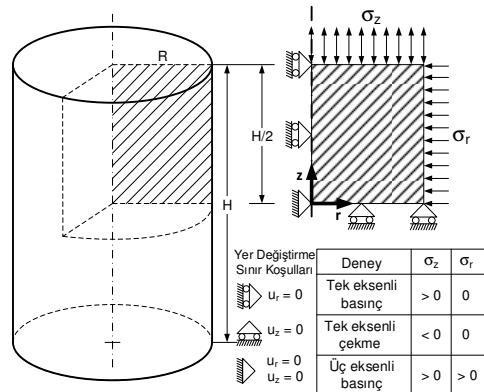
3 EKSENEL-SİMETRİ PROBLEMLERİ

Bu bölümde, eksenel-simetri gösteren jeomekanik problemlere değinilecektir. Her ne kadar verilen örneklerde kaya mekaniği ve kaya mühendisliği uygulamaları göz önünde bulundurulmuşsa da, anlatılanlar, aynı koşulları sağlayan zemin mekaniği ve zemin mühendisliği uygulamaları için de geçerlidir.

3.1 Laboratuvar deneyleri

Silindirik örneklerin kullanıldığı birçok kaya mekaniği laboratuvar deneyi eksenel-simetri koşullarını sağlamaktadır. Bunların en yaygın olanları aşağıda sıralanırken, eksenel-simetri model ve sınır koşulları Şekil 4'te sunulmuştur.

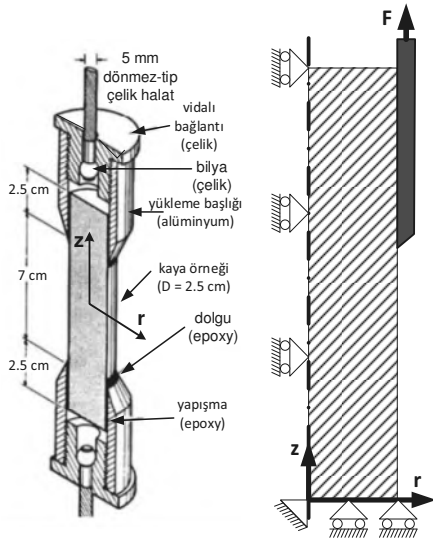
- Kaya malzemesinin Young modülü ve Poisson oranının belirlendiği tek eksenli şekil değiştirebilirlik (uniaxial deformability) deneyi,
- Tek eksenli basınç dayanımı deneyi,
- Tek eksenli çekme dayanımı deneyi ve
- Üç eksenli basınç dayanımı deneyi



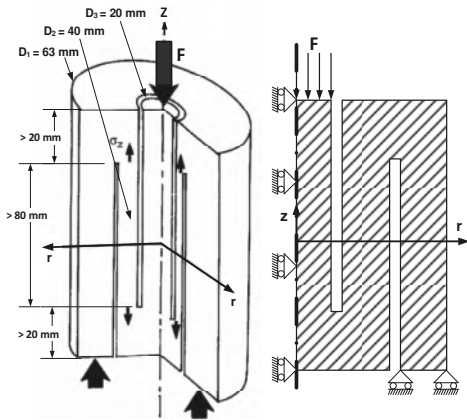
Şekil 4. Eksenel-simetri koşullara sahip yaygın kaya mekaniği deneyleri ve eksenel-simetri model.

Ayrıca, daha az yaygın olan ve aşağıda sözü edilen bir grup deney de eksenel-simetri koşullarına sahiptir.

- Yanal kavramalı doğrudan çekme deneyi (Şek. 5),
- Luong dolaylı çekme deneyi (Şek. 6),
- Çevrelenmiş çekme deneyi (confined tensile test) (Şek. 7.a) ve
- Zimba makaslama deneyi (punch shear test) (Şek. 7.b).



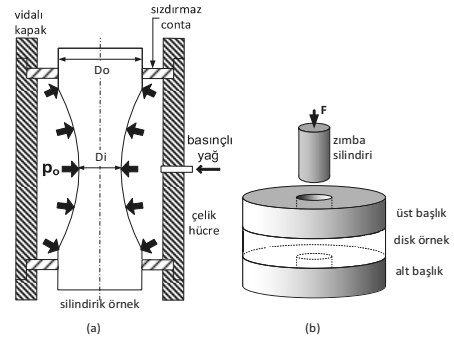
Şekil 5. Yanal kavramalı doğrudan çekme deneyi (Hawkes and Mellor 1970, Hoek ve Brown'dan 1980) ve eksenel-simetrik modeli.



Şekil 6. Luong dolaylı çekme deneyi (Luong 1986, 1988) ve eksenel-simetrik modeli.

Bunlara ek olarak, bazı indeks deneyleri de eksenel-simetri koşullarını sağladığı için bu tür problemler arasında sayılabilirler. Örneğin;

- eksenel nokta yükü dayanımı indeks deneyi (ISRM 1985),
- zımba batırma indeks deneyi (punch penetration index test) (Swedzicki 1998a, b),
- PTS (punch through shear) deneyi (Backers vd. 2002),
- vs.



Şekil 7. Eksenel-simetrik deneylerden (a) Çevrenilmiş çekme deneyi (Hoek ve Brown 1980) ve (b) Zımba makaslama deneyi (Obert ve Duvall 1967).

3.2 Yerüstü kazıları

Yerüstü kazılarında, eksenel-simetrik problemlere verilebilecek örnekler fazla olmamakla birlikte, dairesel kesitli veya ters kesik-koni görünümüne sahip kazılardan bahsedilebilir.

Her ne kadar çok özel durumu yansıtsalar da, Şekil 8'de gösterilen açık ocaklar, Şekil 9'daki eksenel-simetrik modelle kabaca incelenebilir. Burada geometrik açıdan dikkat edilmesi gereken husus, model boyutlarının (R_{model} , H_{model} vs.) belirlenmesinde ocak boyutlarının (R_{ocak} , H_{ocak} vs.) göz önünde bulundurulması gereğidir (Şek. 9). Ayrıca, ocağı çevreleyen ortamdaki birincil gerilme alanının da eksenel-simetri göstermesi gerekir. Bu durumda, ışınsal doğrultulardaki yatay birincil gerilmelerin eşit olarak alınması tek seçenektir (Şek. 9).

3.2 Yeraltı kazıları

Yeraltı kazıları veya açıklıklarının eksenel-simetrik çözümlemelerle incelenebilmesi için, diğer koşulların yanında, yukarıdaki son örnekteki gibi, bunların oluşturuldukları ortamdaki birincil gerilme alanı da eksenel-simetrik olmalıdır.

Birincil gerilme alanının hidrostatik olması seçeneklerden biridir. Diğer seçenek ise: asal birincil gerilmelerden ikisinin birbirine eşit ve ışınsal doğrultularda, farklı olanın ise simetri eksenine paralel olmasıdır.

Aşağıdaki örneklerde, birincil gerilme alanı için bu iki özel sınırlandırmanın söz konusu olduğu unutulmamalıdır.



a. Winkelman (Arizona, ABD) yakınında bir bakır açık ocağı (www.ritchiewiki.com 2013).



b. Northwest Territories (Kanada) bölgesinde bir elmas açık ocağı (www.wildlandsleague.org 2013).

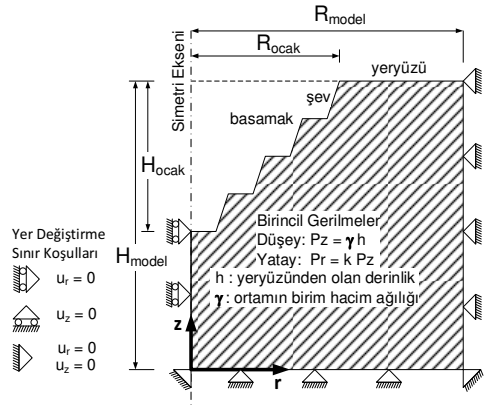


c. Mirny elmas açık ocağı (Doğu Sibirya, Rusya) (aibob.blogspot.com 2013)

Şekil 8. Yaklaşık olarak eksenel-simetri geometri gösteren bazı açık ocak örnekleri.

3.2.1 Silindirik yeraltı açıklıkları

Silindirik yeraltı açıklıklarına en tipik örnek, dairesel kesitli yatay tünel veya düşey kuyudur.



Şekil 9. Eksenel-simetrik bir açık ocak modeli.

Aslında üç-boyutlu bir problem olan, tünelin kazı aynası veya kuyu dibi çevresindeki gerilme ve yer değiştirmelerin dağılımı, uygun birincil gerilme alanı seçilerek, eksenel-simetrik çözümleme ile incelenebilmektedir. Burada dikkat edilmesi gereken husus, model sınırlarının açıklıktan ve kazı aynasından pratik olarak etkilenmeyecek uzaklıkta seçilmesidir (Şek. 10.a ve b).

3.2.2 Diğer üç-boyutlu eksenel-simetrik açıklıklar

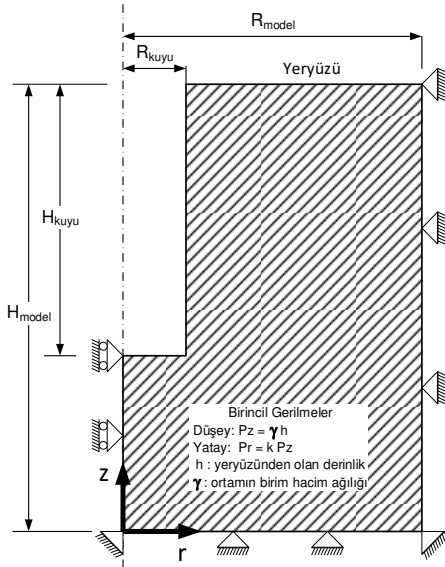
Sonsuz veya yarı-sonsuz ortamda oluşturulan üç-boyutlu bazı açıklıklar da, koşullar uygun seçilerek, eksenel-simetrik modeller yardımıyla incelenebilir.

Bu kapsamda, alışılmış açıklık şekilleri olarak;

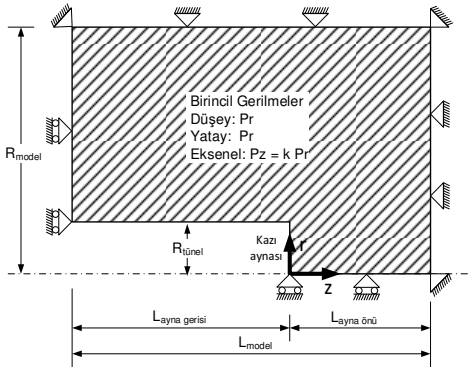
- küre (Şek. 11.a),
- dönel elipsoid (Şek. 11.b),
- dönel ovaloid (Şek. 11.c) ve
- dönel deltoid (Şek. 11.d)

gibi geometrilerden söz edilebilir.

Bunların uygulamalarına örnek olarak, yeraltında doğal gaz depolanması amacıyla ve uygun kaya tuzu formasyonlarında oluşturulan geniş boşluklar verilebilir. Modellerde, söz konusu açıklıkların çözelti madenciliğiyle açılması ve depo olarak kullanımı sırasında yararlanılan kuyular da göz önünde bulundurulabilir; ayrıca, depo sığ derinliklerde oluşturuluyorsa, yeryüzü de serbest bir yüzey olarak modellenebilir (Şek. 11.e). Modelin, yer değiştirmelerin ihmal edilebileceği dış sınırlarının boyutları da depo boyutlarından etkilenmeyeceği unutulmamalıdır.



a. Düşey kuyu modeli.



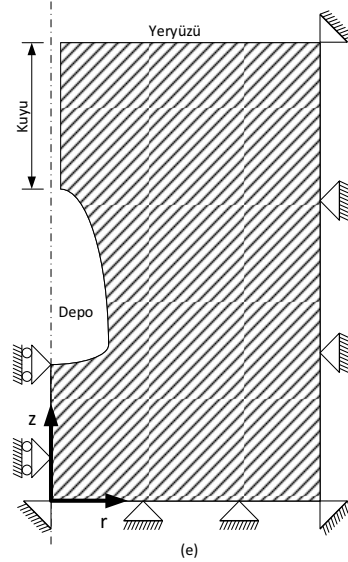
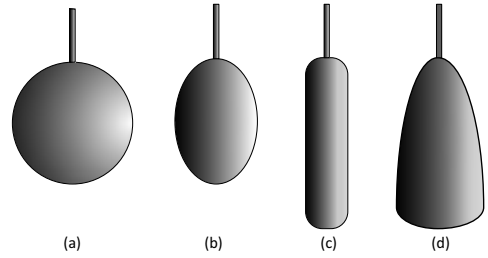
b. Yatay tünel modeli.

Şekil 10. Dairesel kesitli düşey kuyu ve yatay tünel için eksenel-simetrik modeller ve tipik sınır koşulları.

3.2.2 Alışılmadık geometrideki açıklıklar

Eksenel-simetri özelliği kullanılarak, alışılmadık geometriye sahip yere veya düzende yeralı açıklıklarının da modellenmesi mümkündür.

Aynı dönel eksene sahip iki veya daha fazla küre (Şek. 12), dönel elipsoid ya da bunların karışımı şeklinde düzenler bunlara örnek olarak verilebilir. Şekil 13'te ise torus şeklindeki alışılmadık geometride bir yeralı açıklığı ve eksenel-simetrik modeli gösterilmiştir.

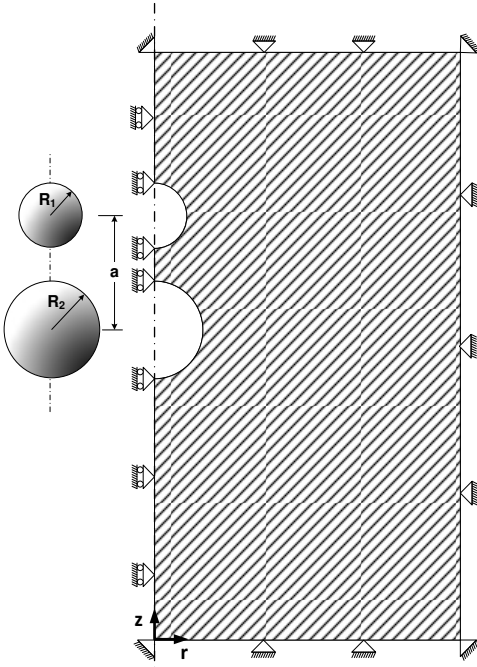


Şekil 11. Yeraltı doğal gaz depoları için tipik geometriler ve örnek bir eksenel-simetrik model.

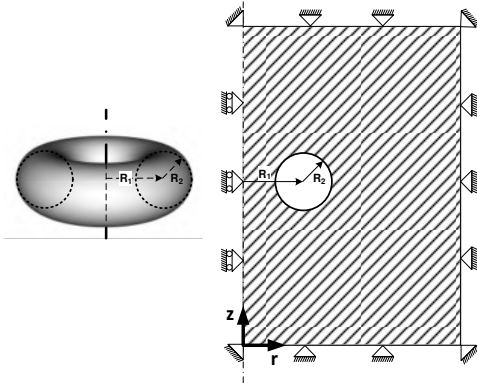
3.3 Diğer özel problemler

Bütün yukarıda bahsedilen durumlara ek olarak, jeomekanikteki bazı özel problemlerin de eksenel-simetrik olarak incelenmesi olasıdır. Aşağıda, bunlara bazı örnekler verilmiştir:

- Eksenel yüklenen tek bir kaya saplaması ile yerleştirildiği delik yüzeyinin etkileşimi.
- Tek bir patlatma deliğindeki dinamik yükleme (infalak basıncı) ile çevre kaya etkileşimi.
- Disk şeklindeki yassı bir çatlak çevresindeki gerilme dağılımı.
- Boussinesq (yarı sonsuz elastik ortam yüzeyine etkiyen dikey yük) problemi.
- Eksenel yük altındaki tek bir zemin kazığının zeminle etkileşimi.
- vb.



Şekil 12. İki adet küresel yeraltı açıklığı durumu ve eksenel-simetrik modeli.



Şekil 13. Torus şeklindeki bir yeraltı açıklığı ve eksenel-simetrik modeli.

4 ÖNEMLİ HUSUSLAR

Eksenel-simetrik problemlerin sayısal gerilme çözümlemeleriyle incelenmesinde dikkat edilmesi gereken başlıca koşullara yukarıda değinilmiştir. Diğer önemli hususlar aşağıda özetlenmiştir:

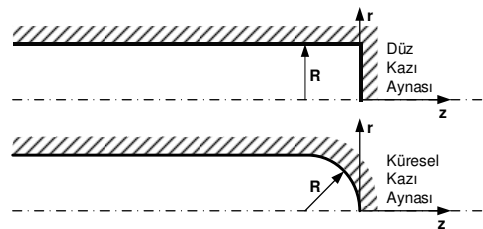
- Öncelikle, problemin gerçek bir eksenel-simetri problemi olup olmadığına dikkat edilmelidir (Bkz. Bölüm 2).

- Her ne kadar, bazı durumlar (örneğin; Şekil 8 ve 9'daki açık ocak problemi) kabaca eksenel-simetrik gibi değerlendirilebilirse de, bu yaklaşımı fazla zorlamamak gerekir. Aksi takdirde, literatürdeki birçok sayısal gerilme çözümlemesinde yapıldığı gibi: "modellenen problem, çözülmek istenen problemten farklı" olacaktır.
- Kullanılan bilgisayar yazılımının eksenel-simetrik çözümleme özelliği olmasına dikkat edilmelidir. Bazen, iki-boyutlu düzlem gerilme veya düzlem gerinim çözümlemeleri eksenel-simetrik durumla karıştırılabilmektedir.
- Kazı ve açıklık modellerinde, modelin dış (kazıdan etkilenmeyen ve yer değiştirmelerin sıfırlandığı) sınırlarının, ilgilenilen bölgeden yeterli derecede uzak olmasına dikkat edilmelidir.
- Sayısal modellerde, bazen simetri eksenini üzerindeki (yalnızca eksene dik yönde yer değiştirmesi sınırlandırılmış) noktalarda, hatalı yer değiştirmeler elde edilmesini önlemek için gerekli önlemler alınmalıdır.

5 ÖRNEK PROBLEM

Bu bölümde, eksenel-simetri gösteren birincil gerilme alanında açılan dairesel kesitli bir tünelde, kazı aynası geometrisinin ışınal yer değiştirmelere etkisi incelenmiştir. Hazırlanan modelde; kazı aynasının, düzlemsel (tünel eksenine dik) ve tünel yarıçapında (R) yarı-küresel dışbükey olduğu iki farklı durum göz önünde bulundurulmuştur (Şek. 14). Burada, bir bakıma, aynanın dışbükeyliğinin ayna çevresinde ve tünel boyunca oluşan ışınal yer değiştirmelere etkisi araştırılmıştır.

Eksenel-simetrik modeller, Şekil 10.b'de gösterilen model ve sınır koşulları temel alınarak hazırlanmıştır. Model boyutları, tünel yarıçapı ($R = 10$ m) cinsinden, $L_{\text{model}} = 2L_{\text{ayna gerisi}} = 2L_{\text{ayna önlü}} = 20R$ ve $R_{\text{model}} = 10R$ olarak seçilmiştir.



Şekil 14. Dairesel kesitli tünelde incelenen kazı aynası geometrileri.

Her iki modele, Phase2 (ver. 8.0) iki-boyutlu sonlu elemanlar programı (Rocscience 2013) kullanılarak, elastik gerilme çözümlemesi uygulanmıştır. Pratik nedenlerle, aşağıdaki değişimler seçilmiştir:

- Mevcut birincil gerilme alanının hidrostatik olduğu ($P_r = P_z = P_o = 10$ MPa) varsayılmıştır.
- Ortamın Young modülü $E = 10$ GPa ve Poisson oranı $\nu = 0,25$ olarak alınmıştır.

Bilindiği gibi; hidrostatik birincil gerilme alanında oluşturulan dairesel bir tünelde, tünel aynasının çok gerisinde ve düzlem gerinim durumunun geçerli olduğu bölgede, elastik ışınsal yer değiştirmeler,

$$(u_r)_{\text{Düzlem Gerinim}} = - P_o R (1+\nu) / E \quad [9]$$

bağıntısından hesaplanabilmektedir. Buradaki eksi (-) işaret, seçilen ışınsal koordinat yönünün (Bkz. Şek.14) tersini belirtmektedir.

Elastik çözümleme sonuçları kullanılarak, her iki modelde de, tünel ekseninden eşit ($r = R$ kadar) uzaklıkta (tünelin yüzeyinde) olan noktalarda oluşan ve “ $(u_r)_{\text{Düzlem Gerinim}}$ ”e göre normalize edilmiş ışınsal yer değiştirmelerin değişimleri incelenmiştir (Şek. 15). Şekilden de görülebileceği gibi; düzlemsel kazı aynası, yer değiştirmelerin tünel yüzeyi boyunca değişimini belirgin bir şekilde etkilemektedir.

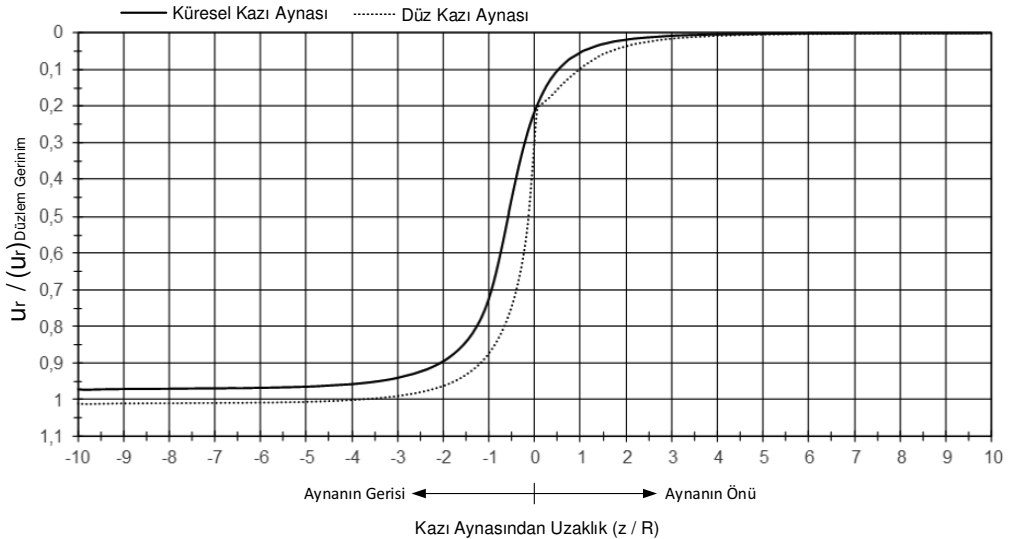
Birçok araştırmacı (Panet ve Guenot 1982, Panet 1993, 1995, Corbetta vd. 1991, Carranza-

Torres ve Fairhurst 2000) bu etkilenmeyi ihmal ederek, ilerleyen bir tünelde ışınsal yer değiştirmelerin tünel boyunca değişiminin (LDP: longitudinal deformation profile) sürekli bir sigmoid veya s-eğrisi ile kestirimi için bağıntılar önermiştir. Ancak, Ünlü ve Gerçek (2003); bu değişimin sürekli olmadığını, kazı aynası önündeki ($z / R > 0$) ve gerisindeki ($z / R < 0$) değişimlerin iki farklı işlevle tanımlanması gerektiğini vurgulamışlardır. Öte yandan, küresel kazı aynası durumunda, söz konusu değişim, ideal bir s-eğrisi ile tanımlanabilmektedir (Bkz. Şek. 15).

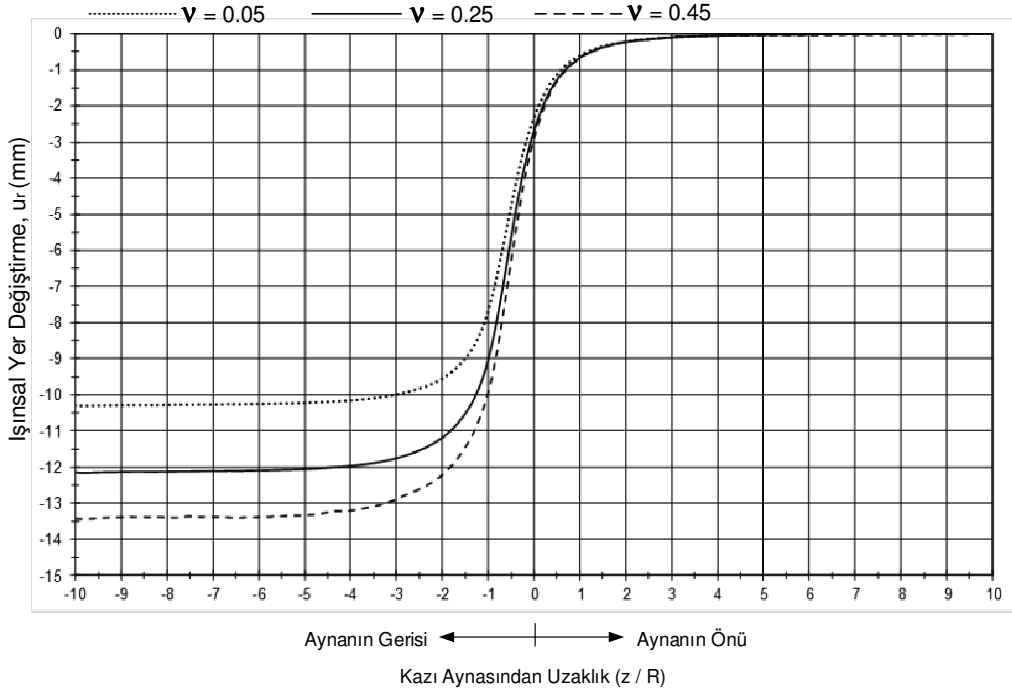
Ünlü ve Gerçek (2003), ayrıca, tünel aynasında ($z = 0$) ve aynanın gerisinde oluşan ışınsal yer değiştirme değerlerinin ortamın Poisson oranından etkilendiğini sayısal gerilme çözümlemeleri ile ortaya koymuşlardır.

Küresel kazı aynası modelinde elde edilen sürekli s-eğrileri incelendiğinde, özellikle aynanın gerisindeki noktalarda, bu etki daha belirgin olarak ortaya çıkmaktadır. Aslında bu olguyu Eşitlik [9] ile verilen bağıntıyla açıklamak mümkündür. Şekil 16’da; Poisson oranının seçilen üç farklı değeri ($\nu = 0,05; 0,25$ ve $0,45$) için s-eğrileri gösterilmiştir. Şekilde de görüldüğü gibi; kazı aynasından yaklaşık üç çap geride ($z / R \approx -6$), ışınsal yer değiştirmeler Eşitlik [9] ile verilen değerlerine yakınsamaktadırlar.

Özetlencek olursa; yukarıdaki örnek problemde, tünelcilikteki ilginç bir olgu eksenel-simetrik çözümleme yardımıyla incelenmiş ve açıklanmıştır.



Şekil 15. Modellerde, normalize edilmiş ışınsal yer değiştirmelerin $r = R$ olan noktalarda değişiminin karşılaştırması ($\nu = 0,25$).



Şekil 16. Küresel kazı aynası modelinde, $r = R$ olan noktalardaki ırsnsal yer değıştirmelere Poisson oranının etkisi.

5 SONUÇLAR

Kaya mekaniği ve kaya mühendisliğinde, eksenel-simetrik çözümlerler yardımıyla araştırılabilecek çok sayıda problem bulunmaktadır. Bu problemler, özellikle iki-boyutlu sayısal gerilme çözümlerini yazılımları (örneğin; sonlu elemanlar veya sonlu farklar) kullanılarak kolayca incelenebilmektedir. Bu basit çözümlerler yardımıyla değıştirgesel çalışmalar yapılarak, bazı ilginç olguların açıklanması veya yorumu mümkün olabilmektedir.

KAYNAKLAR

- aibob.blogspot.com/2011/07/mirny-diamond-mine-of-siberia_23.html, erişim tarihi: Eylül 2013.
- Backers, T., Stephansson, O. and Rybacki, E., 2002. Rock fracture toughness testing in Mode II—punch-through shear test. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 39, 755-769.
- Carranza-Torres, C. and Fairhurst, C., 2000. Application of the convergence–confinement method of tunnel design to rock masses that satisfy the Hoek–Brown failure criterion. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 15 (2), 187–213.
- Corbetta, F., Bernaud, D. and Nguyen-Minh, D., 1991. Contribution a la methode convergence–confinement par

- le principe de la similitude. *Revue Française de Geotechnique*, 54, 5–11.
- Hawkes, I. and Mellor, M., 1970. Uniaxial testing in rock mechanics laboratories. *Engineering Geology*, 4, 177–285.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1980. *Underground Excavations in Rock*. Institution of Mining & Metallurgy, London, 527 pp.
- ISRM, 1985. Suggested method for determining point load strength. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 22, 51-60.
- Luong, M.P., 1986. Un nouvel essai pour la mesure de la résistance a la traction. *Revue Française de Geotechnique*, 34, 69–74.
- Luong, M.P., 1988. Direct tensile and direct shear strengths of Fontainebleau sandstone. *Key Questions in Rock Mechanics*, Cundall et al. (eds), Balkema, Rotterdam, 237-246.
- Obert, L. and Duvall, W.I., 1967. *Rock Mechanics and the Design of Structures in Rock*. JohnWiley, NewYork, 650 pp.
- Panet, M., 1993. Understanding deformations in tunnels. In: Hudson, J.A., Brown, E.T., Fairhurst, C., Hoek, E. (Eds.), *Comprehensive Rock Engineering*, Vol. 1. Pergamon, London, pp. 663–690.
- Panet, M., 1995. *Calcul des Tunnels par la Methode de Convergence–Confinement*. Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussees, Paris, 178 pp.
- Panet, M. and Guenot, A., 1982. Analysis of convergence behind the face of a tunnel. *Proceedings, International Symposium Tunnelling'82, IMM, London*, pp. 197–204.

- Rocscience, 2013. Phase2 - Finite Element Analysis for Excavation and Slopes (version 8.0), <http://www.rocsience.com/products/3/Phase2>
- Szwedzicki, T., 1998a. The indentation hardness testing of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 35, pp. 825-829.
- Szwedzicki, T., 1998b. Draft ISRM suggested methods for determining the indentation hardness index of rock materials. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 35, 831-835.
- Ünlü, T. and Gerçek, H., 2003. Effect of Poisson's ratio on the normalized radial displacements occurring around the face of a circular tunnel. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 18, 547-543.
- www.ritchiewiki.com/wiki/index.php/Open-pit_Mine, erişim tarihi: Eylül 2013.
- www.wildlandsleague.org/display.aspx?pid=231&cid=233, erişim tarihi: Eylül 2013.

Yeni bir kaya kütleli sistemi: Kaya Kütle Kalitesi Puanlama (RMQR) Sistemi ve kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin tahmininde uygulanması

A new rock mass system: Rock Mass Quality Rating (RMQR) System and its application to the estimation of geomechanical characteristics of rock masses

Ö. Aydan

Tokai Üniversitesi, Okyanus Araştırma Enstitüsü, Shizuoka, Japonya

R. Ulusay

Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 06800 Beytepe, Ankara

N. Tokashiki

Ryukyu Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Okinawa, Japonya

ÖZET: Bu bildiride, Kaya Kütle Kalitesi Puanlama (RMQR) Sistemi adı verilen yeni bir kaya kütleli sisteminin esasları ve bunun kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin tahmininde uygulanması sunulmuştur. Bildirinin ilk bölümünde, bu sınıflama sisteminin girdi parametreleri ve ilgili puanlar ana hatlarıyla verilerek tartışılmıştır. İkinci bölümde ise; ilk yazar tarafından önerilen ve kaya kütleli özelliklerinin tahmini amacıyla RMQR sistemine uyarlanmış bir eşitlik kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin kaya malzemesi özelliklerinden tahmini amacıyla kullanılmış ve sonuçlar Japonya’da yapılmış arazi deneylerine ait veriyle ve benzer amaçlı mevcut diğer bazı görgül ilişkilerin tahmin yetenekleri ile birlikte karşılaştırılmıştır. Karşılaştırmalar, deneysel olarak tayin edilen ve önerilen yöntemden tahmin edilen kaya kütleli özellikleri arasında önemli düzeyde bir uyumun olduğunu göstermiştir.

ABSTRACT: In this study, the fundamentals of a new rock mass quality system designated as Rock Mass Quality Rating (RMQR) System is explained and its application to the estimation of geomechanical properties of rock masses from those of intact rock is presented. In the first part, the input parameters of RMQR System and their ratings are briefly given and discussed. Then the unified formula proposed by the first author is used for estimating the rock mass properties as a function of intrinsic properties of intact rock material and they are compared with the results of the in-situ tests mainly carried out in Japan and those estimated from some other empirical relationships developed by some investigators for the same purpose. The comparisons indicate that there is a good agreement between the experimentally determined values and those empirically predicted from the proposed method.

1 GİRİŞ

Kaya kütleli sınıflama sistemleri aracılığıyla kaya kütlelerinin nicel olarak tanımlanması ve bunlara ilişkin bazı görgül ilişkilerden kaya kütlelerinin mühendislik özelliklerinin tahmini, kaya mühendisliği alanında en ilgi çekici konulardan biri olmuştur. Ulaşılabilen en eski kaya sınıflaması Agricola (1556)’ya ait nitel sınıflama sistemi olup, araştırmacı kayaları “dağılabilen”, “sert”, “çok

sert” ve “ileri derecede sert” şeklinde gruplara ayırmıştır. 20. yüzyılın ortalarında Terzaghi (1946) ve Stini (1950) tarafından önerilen sınıflama sistemleri; RSR (Wickham vd. 1974), RMR (Bieniawski 1973, 1989) ve Q-sistemi (Barton vd. 1974; Barton & Grimstad 1994) gibi başlıca sınıflama sistemlerinin yanı sıra, bu sistemlerden türetilmiş MBR (Cummings vd. 1982; Kendorski vd. 1983), RMi (Palmström 1996), M-RMR (Ünal vd. 1992) vb. gibi sistemlerin de temelini oluşturmaktadır. Bu sistemlerin ortak amacı; kaya

kütlesi karakteristiklerinin nicel jeolojik tanımlamalara göre belirlenmesi olup, esas olarak tünellerin mühendislik tasarımında yararlanılmak üzere geliştirilmişlerdir (Barton & Bieniawski 2008). Terzaghi'nin önerdiği kaya sınıflama sistemine sayısal değer vererek Hoek vd. (1995) tarafından önerilen ve daha sonraki yıllarda modifiye edilerek günümüzdeki şeklini (Hoek 1999) alan Jeolojik Dayanım İndeksi (GSI), Hoek-Brown yenilme ölçütünde kullanılmak üzere önerilmiş olup, RMR ve Q gibi sistemlerin işlevlerini yerine getirememektedir. Bunların yanı sıra, barajlar ve yeraltındaki geniş açıklıklar için Japonya'da geliştirilen ve başlangıçta nicel değerlendirmeleri esas alan DENKEN Sınıflama Sistemi (örneğin, Tanaka 1964; Kikuchi vd. 1982), daha sonra nitel olarak belirlenen parametreleri içerecek şekilde modifiye edilmiştir (Kikuchi vd. 1982; Tanimoto vd. 1989; Akagi & Aydan 2000). Bununla birlikte, pek çok kaya kütlesi sınıflaması sisteminde, örneğin nihai kaya sınıfı puanının belirlenmesinde RQD ve süreksizlik aralığı özellikleri birlikte kullanılarak süreksizlik yoğunluğu değerlendirmelerinde tekrara neden olunmakta ve özellikle kil içeren kayalarda suyun dayanım azalması üzerinde önemli bir etkisi olmasına rağmen bu etki yeterince dikkate alınmamaktadır.

Kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin tayini kaya mühendisliği tasarımının ayrılmaz bir parçasıdır. Kaya malzemesiyle birlikte süreksizlikleri de içeren kaya kütlelerinde ölçek etkisi dikkate alındığında, kaya kütlelerinin laboratuvarında deneye tabi tutulması çok güç bir işlem olup, bu nedenle arazi deneyleri tercih edilmektedir. Ancak arazi deneyleri oldukça zaman alıcı, pahalı ve yapılması güç olan deneylerdir. Bu nedenle, kaya kütlesi özelliklerinin RMR, Q ve GSI gibi nicel kaya kütlesi parametreleriyle ilişkilendirilmesine yönelik öneriler yapılmıştır. Bununla birlikte, bu çalışmalarda önerilen ilişkiler kaya kütlelerinin dayanım ve deformabilite özelliklerinin doğrudan veya dolaylı yoldan tahminine olanak sağlamakta olup, sadece Aydan vd. (2012) söz konusu özelliklerinin yanı sıra, diğer özelliklerin de tahmin edilmesini sağlayan ilişkiler önermişlerdir. Aydan vd. (1997, 2012) tarafından tartışıldığı gibi, çok değişik türde kaya kütleleri söz konusu olduğunda doğrudan ilişkiler çoğu kez hatalı sonuçlar verebilmektedir. Güncel eğilim, pratik amaçlarla kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin kaya malzemesinin özelliklerinin kaya kütlesi indeksleriyle birlikte kullanılarak tahmin edilmesi yönündedir.

Bu çalışmada, yazarlar tarafından önerilmiş (Aydan vd. 2013) olan Kaya Kütle Kalitesi Puanlama (RMQR) Sistemi tanıtılmış ve kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin tahmini amacıyla RMQR'ın kaya malzemesinin özellikleriyle birlikte kullanımı sunulmuştur.

Bildirinin ilk bölümünde, sistemin girdi parametreleri ve bunlara ait puanlar ana hatlarıyla tartışılmıştır. Daha sonra birinci yazarın önerdiği bir eşitlik RMQR'a göre uyarlanarak ve RMQR ile birlikte kullanılarak kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin kaya malzemesinin özelliklerinden tahmin edilmesine ilişkin yaklaşım üzerinde durulmuştur. Önerilen yöntemden elde edilen sonuçlar Japonya'da yapılmış arazi deneylerine ait sonuçlar kullanılarak mevcut bazı görgül ilişkilerden belirlenen değerlerle karşılaştırılmış ve tahmin yetenekleri tartışılmıştır.

2 RMQR SİSTEMİ

RMQR Sistemi, nicel çağdaş kaya kütlesi sınıflama sistemlerinde kullanılan önemli parametreler de dikkate alınarak ve parametre tekrarından kaçınılarak kaya kütlelerinin fiziksel durumunun daha iyi tanımlanması amacıyla geliştirilmiştir. Sistemin kullandığı her parametre ile bunlara atanan puanlar ve RMQR'ın başlıca kaya kütlesi sınıflama sistemleriyle ilişkileri aşağıdaki alt bölümlerde ana hatlarıyla sunulmuştur.

2.1 Bozunma derecesi

Kayanın bozunması, mineraller arasındaki bağların zayıflamasına ve bileşimlerini değiştirmelerine neden olmaktadır. Bozunma ayrıca, süreksizlik aralığını ve süreksizlik yüzeylerindeki killi dolgu malzemesini de etkileyen bir faktördür. Kaya kütlelerinde hidrotermal çözeltilerin dolaşımı sonucu gerçekleşen alterasyon süreçleri de, kaya kütlelerinde pozitif veya negatif değişikliklere neden olmaktadır. Alterasyonun pozitif etkisi ferro-oksitler, kalsit veya silisli dolgu malzemelerinin boşluk ve kırıkları doldurulmasıdır. Buna karşın alterasyonun olumsuz etkisi, kayayı oluşturan tanecikler arasındaki bağların zayıflaması ve kil minerallerinin oluşumudur. Kaya malzemesinin kaya kütlelerinin mekanik davranışını etkileyen bir bileşeni olması nedeniyle, mevcut diğer bazı sistemlerde süreksizliklerin yüzey özelliği olarak değerlendirilen bozunma ve/veya hidrotermal

alterasyonun olumsuz etkisi, kaya malzemesinin bozunma derecesi (BD) adıyla RMQR'in ana girdi parametrelerinden biri olarak dikkate alınmıştır. Yazarlar, BD'nin belirlenmesinde süreksizlik yüzeyleri için ISRM (2007) tarafından önerilmiş

bozunma tanımlamalarını ana kayaya uyarlayarak kullanılmasını tercih etmişlerdir. Yapılan bu uyarlamaya göre RMQR'a esas olacak BD puanı (R_{BD}) ise, Çizelge 1'den belirlenmektedir.

Çizelge 1. RMQR Sistemi'nin sınıflama parametreleri ve puanları ($RMQR = R_{BD} + R_{STS} + R_{SA} + R_{SD} + R_{YASD} + R_{SED}$)

Bozunma derecesi (BD)	Taze	Lekli yüzey	Az bozunmuş	Orta derecede bozunmuş	İleri derecede bozunmuş	Tamamen bozunmuş					
Puan (R_{BD})	15	12	9	6	3	1-0					
Süreksizlik takımı sayısı (STS)	Yok (sağlam veya masif)	Tek takım+gelişi-güzel	İki takım+gelişi-güzel	3 takım+gelişi-güzel	4 takım+gelişi-güzel	Ezik veya paramparça olmuş					
Puan (R_{STS})	20	16	12	8	4	1-0					
Süreksizlik aralığı (SA)	Yok veya $SA \geq 24$ m	$24 > SA \geq 6$ m	$6 \text{ m} > SA \geq 1.2$ m	$1.2 \text{ m} > SA \geq 0.3$ m	$0.3 \text{ m} > SA \geq 0.07 \text{ m}$	$0.07 \text{ m} > SA$					
veya RQD (%)	100			$100 > RQD \geq 75$	$75 > RQD \geq 35$	$35 > RQD$					
Puan (R_{SA})	20	16	12	8	4	1-0					
Süreksizliklerin durumu (SD)	Süreksizlik yok	Kaynaklı veya kesikli	Pürüzlü	Göreceli olarak düz ve sıkı	İnce dolgulu veya ayrık kaygan yüzey ($t < 5$ mm)	Kalın dolgulu veya ayrık yüzey ($t > 10$ mm)					
Puan (R_{SD})	30	26	22	15	7	1					
veya alternatif olarak, “Süreksizlik Yok” ve “Kaynaklı veya Kesikli” sınıflarına girmeyen yüzeyler için											
Süreksizlik koşulu (SD) $R_{SD} = R_{SDA} + R_{SDD} + R_{SDP}$	Açıklık		Kapanık veya çok sıkı < 0.1 mm	0.1-0.25 mm	0.25-0.5 mm	0.5-2.5 mm	2.5-10 mm	> 10 mm			
	Puan (R_{SDA})		6	5	4	3	2	1			
	Dolgu		Dolgusuz	Sadece yüzey sıvıması	İnce sıvıma < 1 mm	İnce dolgu $1 < t < 10$ mm	Kalın dolgu $6 > t > 10$ mm	Çok kalın dolgu veya makaslama zonu $t > 60$ mm			
	Puan (R_{SDD})		6	5	4	3	2	1-0			
	Pürüzlülük	Tanımsal	Çok pürüzlü	Pürüzlü	Düz-dalgalı	Düz-düzlemsel	Kaygan	Makaslama bandı /zonu			
		ISRM (2007)’deki profil no.su	10	9	8	7	6	5	4	3	2
	Puan (R_{SDP})		10	9	8	7	6	5	4	3	2
Yeraltısuyu sızma durumu (YASD)	Kuru	Nemli	Islak	Damlama		Sürekli su akışı		Su basması			
Puan (R_{YASD})	9	7	5	3		1		0			
Su emme durumu (SED)	Su emmeyen	Kılcal etkiyle veya elektriksel su emme	Az su emen	Orta derecede su emen		Çok su emen		Aşırı su emip dağılan			
Puan (R_{SED})	6	5	4	3		2		1-0			

2.2 Süreksizlik takımı sayısı

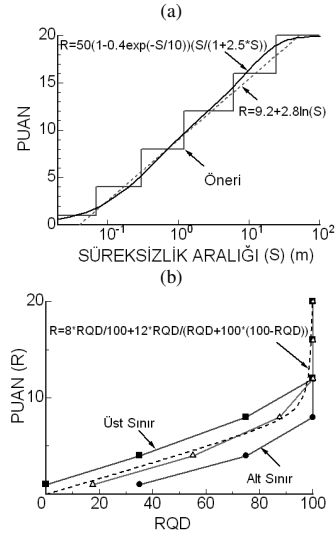
Kaya kütlelerinin mühendislik tanımlamasında en yaygın olarak kullanılan süreksizlik özelliklerinden biri süreksizlik takımı sayısıdır (STS). Kaya kütleleri farklı türlerde süreksizlikler içermektedirler. Yeryüzüne yakın derinliklerde süreksizlik içermeyen herhangi bir kaya kütlelerinin bulunması çok ender de olsa, örneğin Yosemite Park (ABD)'inde belirgin süreksizlik içermeyen batolitik granit kaya kütleleri bulunmaktadır. Bu tür kaya kütlelerinde erozyona bağlı olarak örtü yükünün kalkması sonucunda artık çekme gerilmesinin ürünü olan sürekli eklemeler gelişmektedir. Islanma-kuruma, donma-çözünme, soğuma, kıvrımılma ve faylanma süreçleri de yeni kırıklar oluşturabilmekte ve bu kırıklar mevcut süreksizlik takımlarıyla birleşebilmektedir. Bu nedenle, kaya kütlelerinin süreksiz doğası RMQR Sistemi'nde Çizelge 1'de verilen sıfatlar ve Aydan vd. (2013) tarafından sunulan örnekler esas alınarak tanımlanmaktadır. RMQR'a esas olan STS puanı (R_{STS}) Çizelge 1'den belirlenmektedir.

2.3 Süreksizlik aralığı

Süreksizlik aralığı (SA), süreksizliklerin geometrik bir özelliğidir. Mevcut kaya kütlesi sınıflama sistemlerinde (örneğin RMR) eğer $SA > 2-3$ m ise, kaya kütlelerinin masif olduğu kabul edilmektedir. Bu tanım, yeraltı açıklıklarının çapı veya genişliği küçük olduğunda (<6-8 m) önemli olmayabilir. Bununla birlikte, çok geniş yeraltı enerji santrali ve petrol ve gaz depolama boşluklarının (20-28 m genişlikte ve 45-55 m yükseklikte) çevresinde kaya kütlesi çok bloklu bir durum sergileyecektir. Bu nedenle, halen kullanılan SA tanımları mevcut durumla uyumlu olmayıp, yeraltı kaya yapılarının güncel boyutları da dikkate alınarak bunların değiştirilmesi gerekmektedir. Bu husus gözönüne alınarak, RMQR Sistemi'nde SA için Çizelge 1'de verilen aralıklar ve bunlara ilişkin puanlar (R_{SA}) önerilmiştir. R_{SA} 'nın belirlenmesi için Şekil 1a'da üstte verilen sürekli fonksiyondan yararlanılabilir. Bu durumda kısmi farklılıklar olması halinde, söz konusu aralıklar önerilen aralıklara esas alınmalıdır.

RMR Sistemi'nde süreksizlik aralığının yanı sıra, RQD de kullanılmaktadır. Ancak son yıllarda RQD'nin tünel aynalarında ölçülmesinin güçlüğü net şekilde ortaya çıkmıştır. Ayrıca SA ve RQD gibi birbirleriyle ilişkili iki girdi parametresinin birlikte kullanılarak puanlamaya ayrı katılmaları tekrarlamaya da neden olmaktadır. Bunun giderilmesi amacıyla ve RQD'nin sondajlarda

yaygın şekilde ölçülen bir parametre olması dikkate alınarak, RMQR Sistemi'nde bu iki parametreden sadece birinin kullanılması önerilmekte olup, SA ve RQD için ilgili puanlama (R_{SA}) Çizelge 1'de, RQD-puan grafiği ise Şekil 1b'de verilmiştir. Çizelge 1'den görüleceği gibi, $SA > 1$ m koşulunda RQD, SA'daki değişime karşı duyarlı değildir.



Şekil 1. (a) Süreksizlik aralığı ve (b) RQD ile puan arasındaki ilişkiler

2.4 Süreksizliklerin durumu

Kaya kütlelerindeki süreksizliklerin oluşumu değişik koşullara ve bunların kökenlerine bağlı olup, tektonik süreçlerle oluşmamış süreksizlikler killi dolgu içermedikleri veya süreksizlik yüzeyleri bozunmadıkları sürece genellikle uygun yüzey özelliklerine sahiptirler. Eğer süreksizliklerin içinde dolaşan su çözünmüş silis, kalsit veya ferro-okistleri içeriyorsa, bunlar süreksizliklerin içini doldurup süresizlik yüzeylerin kaynamasına sağlayabilirler. Bu durum dikkate alınarak, RMQR sisteminde süreksizliklerin durumu koşulu (SD) için birinci seçenek olarak gözlemi esas alan ve Çizelge 1'de verilen tanımlar ile puanlar (R_{SD}) önerilmiştir.

Baraj, yeraltı enerji santrali, şev ve nükleer santral yeri gibi önemli projelerde ayrıntılı süreksizlik incelemelerinde ise süreksizliklerin durumu için Çizelge 1'de ilk seçenek olarak verilenden daha ayrıntılı tanımlamaların ve ilgili puanlamanın yapılması tercih edilmelidir. Süreksizlikler açık olabilirler veya yüzeylerinde bozunma veya makaslama sonucu yumuşak dolgu

malzemesi bulunabilir ve bu durumlar açıklık ve dolgu gibi alt parametrelerin yanı sıra, süreksizliklerin dayanım ve geçirgenliğini etkileyen pürüzlülüğün de belirlenmesini gerektirir. Bu amaçla, RMQR Sistemi'nde ikinci bir seçenek olarak Çizelge 1'de verilen açıklık (R_{SDA}), dolgu (R_{SDD}) ve pürüzlülük (R_{SDP}) özelliklerinin ortak etkisi gözetilerek SD puanı ($R_{SD}=R_{SDA}+R_{SDD}+R_{SDP}$) belirlenmektedir. Bu sistemde pürüzlülük için ISRM (2007) tarafından önerilen pürüzlülük profillerinin kullanılması tercih edilmiş ve toplam 10 adet pürüzlülük profili için 1'den 10'a kadar artan puanlar verilmiştir.

2.5 Yeraltısu sızma ve su emme durumları

Kaya kütlelerinin mekanik davranışını etkileyen diğer bir faktör de yeraltısu yurudur. Bunun yanı sıra, kil içeren zayıf kayalar gibi bazı kaya türlerinin suyu elektriksel veya kimyasal olarak emerek malzeme özelliklerinde ciddi azalmaların ve/veya kazı aşamasında ve su tablası derinliği değişimlerinde şişmenin olduğu durumların varlığı da bilinmektedir (örneğin, Aydan 2003; Aydan & Ulusay 2003, 2013). Ayrıca sert kayalarda bile bu tür özelliklerin doygunlukla azaldığı belirtilmektedir (örneğin, Broch 1979; Karakul & Ulusay 2013). Bu nedenle RMQR Sistemi'nde su koşulunun değerlendirilmesi amacıyla, örneğin RMR gibi diğer bazı sistemlerde kullanılan yeraltısu sızma durumunun (YASD) yanı sıra, kayaların su emme durumu (SED) da diğer bir parametre olarak dikkate alınmıştır. YASD'nun tanımlanması amacıyla Çizelge 2'de verilen 6 su durumunun kullanılması önerilmektedir.

Çizelge 2. Kaya yüzleklerinde gözlenen yeraltısu sızma koşulu için tanımlar (ISRM 2007'den yararlanılmıştır)

Su koşulu	Tanım
Kuru (su yok)	Düşük gözenekliliğe sahip kaya kütlesi sağlam ve kazı yüzeyi kuru
Nemli	Kaya kütlelerinin yüzeyi nemli, ancak su akışı gözlenmiyor
Islak	Kaya kütlelerinin yüzeyi ıslak, ancak su akışı gözlenmiyor
Damlama	Kaya kütlelerinde süreksizlikler boyunca yer yer su damlamaları söz konusu, ancak sürekli bir su akışı gözlenmiyor
Sürekli su akışı	Kaya kütlelerindeki süreksizliklerden sürekli su akışı ve/veya dolgu malzemesi yıkanmış ve yıkanan kanallardan önemli miktarda su geliri gözleniyor
Su basması	Enjeksiyon teknikleriyle kolaylıkla giderilemeyecek kadar aşırı miktarda suyun kazıyı basması

Bu durumlardan ilk beşi ISRM (2007) tarafından önerilen tanımlamalardan uyarlanmış, son durum

ise yazarlarca eklenmiştir. SED'in tanımlanması için Çizelge 3'te verilen ölçütlerin kullanılması önerilmekte olup, ilgili puanlama (R_{YASD} , R_{SED}) ise Çizelge 1'den belirlenmektedir.

2.6 RMQR Sistemi'nde kaya sınıfları ve sistemin RMR ve Q sistemleriyle karşılaştırılması

Başlıca 6 ana girdi parametresinden oluşan RMQR sisteminde RMQR değerleri 0 ile 100 arasında değişmekte olup, sistem altı kaya sınıfını içermektedir (Çizelge 4). RMQR; kaya malzemesiyle ilişkili olarak kaya kütlesi durumunu belirlemek amacıyla kullanılan bir indekstir. Japonyada birçok kaya mühendisliği yapılarında elde edilen veri tabanı kullanılarak yapılan değerlendirme sonucunda en yaygın kullanılan RMR ve Q sistemleri ile RMQR sistemi arasında aşağıda verilen ilişkiler (Şekil 2) önerilmiştir.

$$RMR = 100 \frac{RMQR}{RMQR + \beta(A - RMQR)}$$

veya

$$RMQR = 100 \frac{RMR}{RMR + 1.1(100 - RMR)} \quad (1)$$

$$RMQR = 16.7 \log(Q) + 50 ; Q = 10^{0.06RMQR-3} \quad (2)$$

β parametresinin değeri 0.8 olup, A parametresi ise 90 ile 100 arasında değişmektedir. Şekil 2'den görüleceği üzere, RMR değeri genellikle RMQR'dan daha büyüktür.

3. RMQR VE KAYA KÜTLESİNİN JEOMEKANİK ÖZELLİKLERİ ARASINDAKİ İLİŞKİLER

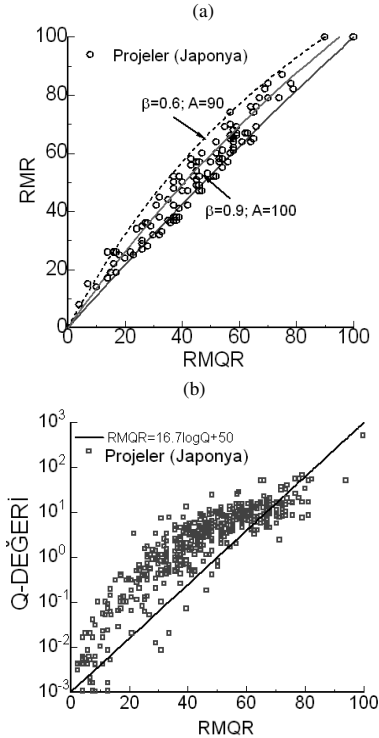
Pek çok kaya yapısı kaya kütlelerinin jeomekanik özellikleri esas alınarak tasarlanmakta olup, bu amaçla 3-eksenli sıkışma, doğrudan makaslama ve plaka yükleme deneyi gibi arazi deneyleri yapılmaktadır. Bununla birlikte, yüksek maliyeti nedeniyle 3-eksenli sıkışma deneyleri ender olarak gerçekleştirilmektedir. Bu nedenle, kaya kütlesi indeksleriyle jeomekanik özellikler arasında görgül ilişkiler geliştirilmiştir (Aydan vd. 2013). Ancak bu ilişkilerin çoğu sadece kaya kütlelerinin deformasyon modülü ve dayanımının tahminiyle sınırlıdır. Ayrıca kaya kütlesi sınıflama indeksleri ve deneysel verinin saçılımı oldukça geniş olup, özellikle kaya malzemesinin yumuşak olması durumunda bu yaklaşımlar sağlıklı sonuçlar verememektedir (Aydan vd. 1997). Bu nedenle

Çizelge 3. Su emme durumu için tanımlar

Su Emme Durumu	Tanım
Su emmeyen	Kayanın kendisi suyla etkileşime girmez, su gözeneklerde ve kırıkların boşluklarında serbest su olarak kalır
Kılcal etki veya elektriksel su emme	Kılcal veya elektriksel etkiyle su kayaya nüfuz eder
Az su emen	Kayadaki bazı ayrılmış killi parçacıklar suyu emebilir ve bunun miktarı toplam hacmin %1'ini geçmez
Orta derecede su emen	Kayanın kendisi toplam hacminin %1'i ile 5'i arasında değişen su emen mineralleri içerir
Çok su emen	Kaya doymun hale geldiğinde suyu kolaylıkla emer ve ıslanma-kuruma süreçleriyle hacimsel değişimlere uğrar. Bununla birlikte, kayanın jeomekanik özellikleri belirgin olarak azalsa da, hacim değişimleri kayanın çatlamasına neden olmaz
Aşırı su emen	Kaya doymun ortamla temasında kısa sürede suyu emer ve emme süreci sırasında dağılır

Çizelge 4. RMQR değerlerine göre kaya kütle kalitesi sınıfları.

Kaya sınıfı	I	II	III	IV	V	VI
Kaya kütle tanımları	Sağlam veya kaya malzemesi	Çok iyi	İyi	Orta	Zayıf	Çok zayıf
RMQR	100≥RMQR>95	95≥RMQR>80	80≥RMQR>60	60≥RMQR>40	40≥RMQR>20	20≥RMQR



Şekil 2. RMQR ile (a) RMR ve (b) Q arasındaki ilişkiler

kaya malzemesinin jeomekanik özellikleri ile kaya kütle sınıflama indeksinin birlikte kullanılması eğilimi giderek ağırlık kazanmaktadır (Hoek & Brown 1997; Aydan & Kawamoto 2000). Bu amaçla önerilmiş ve kaya kütle ile kaya malzemesinin özellikleri oranlanarak (normalize

edilerek) kaya kütle indeksleriyle ilişkilendirilmiş eşitlikler bulunmaktadır (Aydan vd. 2013).

Kaya malzemesinin dayanımı esas alınarak, RMR ile kaya kütle dayanımı arasında Aydan & Dalgıç (1998) tarafından önerilen görgül ilişki Aydan & Kawamoto (2000) tarafından kaya kütle dayanımının diğer jeomekanik özellikleri de belirlenebilecek şekilde yeniden düzenlenmiştir. Son yıllarda Aydan vd. (2012) ve Aydan & Ulusay (2013) tarafından Aydan & Kawamoto (2000)'nın önerdiği ilişki kaya kütle dayanımının altı ana özelliğini tahmin edecek şekilde uyarlanmıştır. Bu çalışmada, söz konusu görgül ilişkideki RMR'in yerine RMQR kullanılarak kaya kütle dayanımının herhangi bir özelliği kaya malzemesinin aynı özelliği esas alınarak Eş. 3 yardımıyla tahmin edilebilmektedir.

$$\alpha = \alpha_0 - (\alpha_0 - \alpha_{100}) \frac{RMQR}{RMQR + \beta(100 - RMQR)} \quad (3)$$

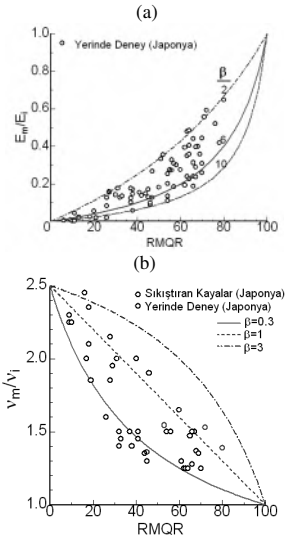
Burada α_0 ve α_{100} α özelliğinin RMQR =0 ve RMQR =100 durumlarındaki fonksiyon değerleri, β ise herhangi bir jeomekanik özelliğinin deneysel değeri için en küçük kareler yöntemi kullanılarak tayin edilmiş sabittir. Yazarlar, Japonya'da yapılmış arazi deneylerinin sonuçlarını kullanarak bu sabitler için Çizelge 5'te verilen değerleri önermişlerdir. Buna göre herhangi bir sahada temsil edici RMQR değerinin belirlenmesi durumunda, Çizelge 5'teki sabitlere ait değerler ile kaya malzemesinin ilgili jeomekanik özelliği kullanılarak kaya kütle dayanımının özelliği Eş. 3'ten tahmin edilebilmektedir.

Çizelge 5. Kaya kütesinin oranlanmış jeomekanik özellikleri için α_0, α_{100} ve β değerleri

Özellik (α)	α_0	α_{100}	β
Deformasyon modülü	0.0	1.0	6
Poisson oranı	2.5	1.0	0.3
Tek eksenli sıkışma dayanımı	0.0	1.0	6
Çekme dayanımı	0.0	1.0	6
Kohezyon	0.0	1.0	6
Sürtünme açısı	0.3	1.0	1.0

4. RMQR'IN ARAZİ DENEY SONUÇLARINA UYGULANMASI

Bir önceki bölümde normalize edilmiş özellikler için belirtilen görgül ilişki (Eş. 3) kullanılarak, elde edilen sonuçlar, Japonya'da büyük çaplı kaya mühendisliği projeleriyle ilgili arazi deneylerinin sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Şekil 3'te kaya kütesinin deformasyon modülü ve Poisson oranı için deneysel sonuçların karşılaştırılması verilmiş olup, Eş. 3'ten tahmin edilen bu özellikler ile deneysel sonuçların birbirlerine oldukça yakın oldukları ve β katsayısının 6 değeri için eğrinin çevresinde dağılım gösterdikleri görülmektedir.



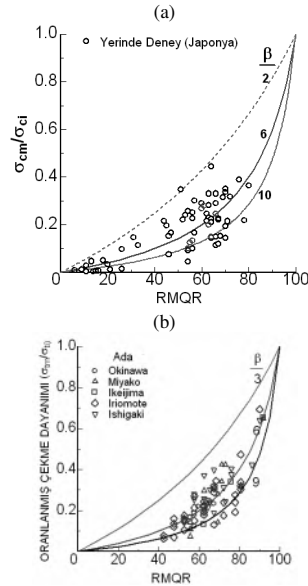
Şekil 3. (a) Deformasyon modülü ve (b) Poisson oranı için Eş. 3'ten tahmin edilen değerlerle deneysel verinin karşılaştırılması

Kaya kütlelerinin Poisson oranının tayiniyle ilgili veri oldukça sınırlıdır. Şekil 3'te verilen karşılaştırmada, $RMQR < 50$ olması durumuyla ilgili veri sıkışabilen kayalara (Aydan vd. 1996) aittir. Ölçülen veriyle, β 'nın 0.1 ve 3 arasında değişen değerleri için Eş. 3 kullanılarak gayet uygun bir zarf elde edilmiştir. Bu karşılaştırmaya

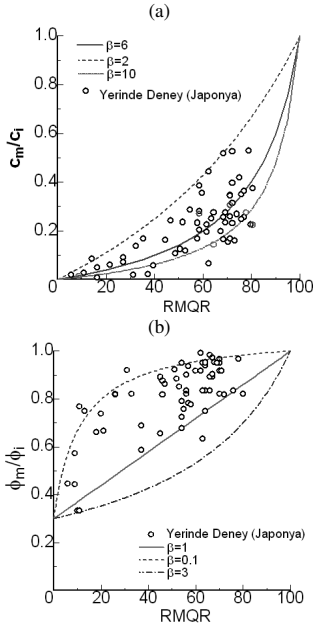
göre yazarlar, Çizelge 5'te verildiği gibi, α_0, α_{100} ve β değerlerinin sırasıyla 2.5, 1 ve 0.3 olmasını önermektedirler.

Şekil 4'te deneysel sonuçlar ile kaya kütesi ve kaya malzemesinin normalize edilmiş tek eksenli sıkışma ve çekme dayanımları karşılaştırılmış olup, tek eksenli sıkışma dayanımları çoğunlukla kaya makaslama deneyinin Mohr-Coulomb ölçütüyle birlikte kullanımından elde edilmiştir. Şekil 4a'dan görüleceği gibi, deneysel sonuçlar Eş. 3'ten elde edilen değerlerle uyum göstermektedir. Bilindiği kadarıyla, kaya kütlelerinin çekme dayanımlarının arazide tayinine yönelik literatürde herhangi bir bilgi bulunmamaktadır. Yazarlar, Tokashiki & Aydan (2010, 2011a,b)'ın duraylı ve duraysız dik falezler için yaptıkları geriye-dönük analizlerden elde edilen veriyi kullanarak ve görgül sabit β 'nın değerini 5 ile 7 arasında değiştirerek Şekil 4b'deki ilişkileri elde etmişlerdir. Şekil 4b'ye göre, β 'nın kaya kütesinin çekme dayanımı için 6 alınmasının gerektiği belirlenmiştir.

Eş. 3 ayrıca, Çizelge 5'te verilen sabitlerle birlikte, kaya kütesinin makaslama dayanımı özelliklerine ait deneysel sonuçlarla tahmin sonuçlarının karşılaştırılması amacıyla da kullanılmıştır. Şekil 5'te gösterilen veriler Japonya'daki yapılan yerinde deneyde incelenen kaya kütlelerine ait olup, deneysel sonuçlarla Eş. 3'ten tahmin edilen değerler arasında bir uyum olduğu anlaşılmaktadır.



Şekil 4. Deneysel verinin Eş. 3'ten tahmin edilen (a) tek eksenli sıkışma dayanımı ve (b) çekme dayanımı değerleriyle karşılaştırılması



Şekil 5. Deneysel verinin Eş. 3'ten tahmin edilen (a) kohezyon ve (b) sürtünme açısı değerleriyle karşılaştırılması

Aydan et al. (2013) kaya kütleleri üzerinde yapılan yerinde makaslama deneylerinin değerlendirilmesi için RMQR'u Mohr-Coulomb ve Aydan (1995) yenilme ölçütlerine uygulamışlardır. Isıl etkinin ihmal edildiği durum için Aydan'ın önerisi aşağıdaki şekilde yazılmaktadır:

$$\tau = c_{mo} \left[1 - \left(1 - \frac{c_{mo}}{c_{\infty}} \right) \right] e^{-b_m \sigma_n} + \sigma_n \tan \phi_{mo} \quad (4)$$

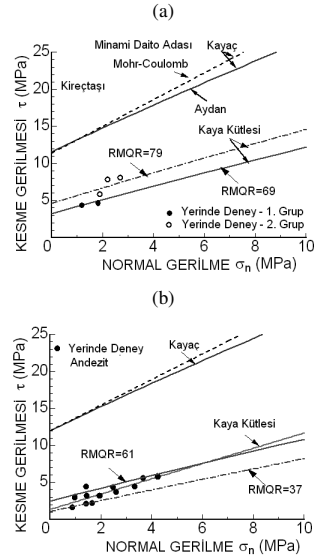
Burada; c ile ϕ kohezyon ve sürtünme açısı olup, b görgül parametre ve m kaya kütlelerini belirtir. Özel durumları aşağıdaki gibidir.

$$c_{mo} = \frac{RMQR}{RMQR + 6(100 - RMQR)} c_{\infty} \quad (5)$$

$$c_{mo} = \frac{RMQR}{RMQR + 6(100 - RMQR)} c_o \quad (6)$$

$$b_m = \left(0.3 + 0.7 \frac{RMQR}{RMQR + (100 - RMQR)} \right) b_i \quad (7)$$

Eş. (4), Minami Daito Adası (Japonya)'nda Ryukyu kireçtaşı ve bir nükleer santralin temel kayası olan andezit üzerinde yapılan arazi makaslama deneylerine uygulanmıştır. Şekil 6'dan görüleceği üzere, her iki kaya kütleleri için Eş. (4)'ten elde edilen dayanım eğrileri arasında oldukça benzer sonuçlar elde edilmiştir.



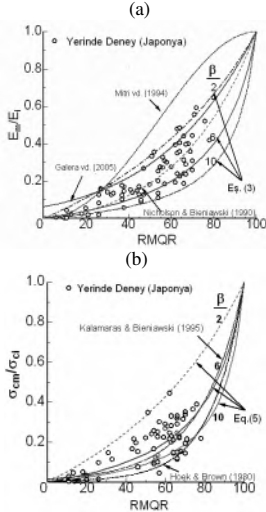
Şekil 6. Deneysel verinin Aydan (1995)'in ölçütüyle karşılaştırılması: (a) Minami Daito Adası (b) nükleer santral temel kayası

5. MEVCUT BAZI GÖRGÜL İLİŞKİLERLE KARŞILAŞTIRMALAR

Bu çalışmada, kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin tahmini için önerilen yaklaşım benzeri amaçlarla önerilmiş Aydan vd. (2013)'te özetlenen ilişkilerden belli başlı mevcut görgül ilişkilerle ve yerinde deney sonuçları kullanılarak karşılaştırılıp tahmin yetenekleri değerlendirilmiştir.

Şekil 7'de deneyel sonuçların sedimanter kayalardan magmatik kökenli kayalara geçişte saçılım gösterdiği görülmektedir. Bu saçılımın bir diğer nedeni de, muhtemelen doğrudan belirlenen RMQR değerleriyle orijinal veri tabanına ulaşamadığı için dönüştürme yoluyla elde edilen RMQR değerleri arasındaki farklılıktan kaynaklanmaktadır. Tüm deneyel sonuçlar, β 'nın 3 farklı değerine göre Eş. 3'ten belirlenen değerlerle uyum göstermiştir. Nicholson & Bieniawski (1990)'nin önerdiği ilişki $\beta=6$ için Eş. 3'ten yapılan tahminlere oldukça yakın iken, örneğin Galera vd. (2005) ile Mitri vd. (2004)'nin ilişkilerinden elde edilen tahminler deneyel sonuçlardan oldukça uzakta kalmaktadır. Kaya kütlelerinin tek eksenli sıkışma dayanımı esas alındığında, Eş. 3'e göre yapılan tahminlerin

deneyisel sonuçlarla uyumlu olduğu anlaşılmaktadır. Kalamaras & Bieniawski (1995)' ye ait ilişki $\beta=6$ için Eş. 3'ten tahmin edilenlere yakındır. Ancak Hoek & Brown (1980)'ın ilişkisi kaya kütlelerinin tek eksenli sıkışma dayanımını oldukça düşük olarak tahmin ettiği için uygun bir ilişki değildir.



Şekil 7. Bazı görgül ilişkiler ile Eş. 3'ten tahmin edilen normalize edilmiş (a) deformasyon modülünün ve (b) tek eksenli sıkışma dayanımının deneyisel sonuçlarla karşılaştırılması.

6 SONUÇLAR

Bu çalışmada, Kaya Kütle Kalitesi Puanlama (RMQR) Sistemi adı verilen ve kaya kütlelerinin fiziksel durumunu değerlendirme amaçlı yeni bir sistem önerilmiş ve sistem ilk yazarın önerdiği bir eşitliğin RMQR'ı içerecek şekilde yeniden düzenlenmiş haliyle kaya malzemesinin jeomekanik özelliklerinden kaya kütlelerinin özelliklerinin tahmin edilmesi amacıyla uygulanmıştır. Önerilen yöntemle kaya kütlelerinin tek eksenli sıkışma dayanımı ve deformabilite özelliklerinin yanı sıra, tasarımda önem taşıyan diğer jeomekanik özellikleri de tahmin edilebilmektedir. Önerilen görgül ilişki ilgili sabitlerle birlikte Japonya'daki başlıca kaya mühendisliği projelerinden elde edilmiş veriyle karşılaştırılmış ve bunların deneyisel sonuçlarla iyi bir uyum gösterdiği sonucuna varılmıştır. Ölçülmüş veride bazı saçınımlar olmakla birlikte, yöntemden tahmin edilen kaya kütleleri özelliklerinin uygun olduğu ve güvenli şekilde kullanılabileceği anlaşılmaktadır. Bunun yanı sıra, Aydan vd. (2012) tarafından arazi makaslama

deneylerinin sonuçlarının değerlendirilmesi amacıyla önerilmiş ilişki de bu çalışmaya adapte edilmiş ve bu ilişkiden yapılan tahminlerin deneyisel sonuçlarla uyum gösterdiği anlaşılmıştır. Yazarlar, kaya kütlelerinin jeomekanik özelliklerinin kaya malzemesinin özellikleri ve kaya kütleleri indeksi değerleri esas alınarak tahmin edilmek istendiğinde normalize edilmiş ilişkilerin tercih edilmesini önermektedirler. Sonuç olarak, önerilen görgül ilişkilerin kaya kütleleriyle ilgili projelerde mühendisler için yararlı birer araç olacağı düşünülmektedir.

KATKI BELİRTME

Yazarlar, değerli önerilerinden dolayı Prof. Dr. Hasan Gerçek (B. Ecevit Üniversitesi)'e ve Japonya'da yapılmış arazi deneylerine ilişkin proje raporları ile sonuçların temini ve önerileri için Emeritus Prof. Dr. T. Kawamoto'ya içten teşekkürlerini sunarlar. Yazarlar ayrıca, yayımlanmamış arazi deneyleri konusundaki katkısı için Japon İnşaat Mühendisleri Odası Kaya Mekaniği Derneği'nin Arazi Deneyleri Ölçüm ve İzleme Alt Komitesi'ne teşekkür ederler.

KAYNAKLAR

- Agricola, G., 1556. De Re Metallica. Translated from the First Latin Edition of 1556 by H.C. Hoover and L.H. Hoover, 1950, Dover Publications, Inc. N. York.
- Akagi, T., Aydan, Ö., 2000. The relation between rock mass classification indices and rock mass properties-Section 5. In: A Guidelines for Testing Methods of Deformability and Shear Strength of in-situ Rock Masses - Commentary and Application to Design of Structures, Published by Rock Mechanics Committee of Japan Society of Civil Engineers (JSCE-RMC) (in Japanese).
- Aydan, Ö., 1995. The stress state of the earth and the earth's crust due to the gravitational pull. Proc. of the 35th US Rock Mechanics Symposium, Lake Tahoe, 237-243.
- Aydan, Ö., 2003. The moisture migration characteristics of clay-bearing geo-materials and the variations of their physical and mechanical properties with water content. 2nd Asian Conference on Saturated Soils, UNSAT-ASIA 2003, 383-388.
- Aydan, Ö., S. Dalgıç, S., 1998. Prediction of deformation of 3-lanes Bolu tunnels through squeezing rocks of North Anatolian Fault Zone (NAFZ). Proc. of Regional Symposium on Sedimentary Rock Engineering, Taipei, 228-233.
- Aydan, Ö., Kawamoto, T., 2000. Assessing mechanical properties of rock masses by RMR rock classification method. Proceedings of GeoEng 2000 Symposium, Sydney, Paper No. OA0926 (CD'de).
- Aydan, Ö., Ulusay, R., 2003. Geotechnical and geoenvironmental characteristics of man-made underground structures in Cappadocia, Turkey. Engineering Geology, 69, 245-272.
- Aydan, Ö., Ulusay, R., 2013. Geomechanical evaluation of Derinkuyu Antique Underground City and its implications in geoengineering. Rock Mechanics and

- Rock Engineering, 46, 731-754.
- Aydan, Ö., Akagi, T., Kawamoto, T., 1996. The squeezing potential of rock around tunnels: theory and prediction with examples taken from Japan. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 29(3), 125-143.
- Aydan, Ö., Ulusay, R., Kawamoto, T., 1997. Assessment of rock mass strength for underground excavations. *Proceedings of the 36th US Rock Mechanics Symposium*, New York, 777-786.
- Aydan, Ö., Tokashiki, N., Geniş, M., 2012. Some Considerations on yield (failure) criteria in rock mechanics. ARMA 12-640, *Proceedings of 46th US Rock Mechanics, Geomechanics Symposium*, Chicago (CD/de).
- Aydan, Ö., Ulusay, R., Tokashiki, N., 2013. A new Rock Mass Quality Rating System: Rock Mass Quality Rating (RMQR) and its application to the estimation of geomechanical characteristics of rock masses. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, DOI 10.1007/s00603-013-0462-z.
- Barton, N., Grimstad, E., 1994. The Q-system following twenty years of application in NATM support selection. *Felsbau*, 12 (6), 428-436.
- Barton, N., Bieniawski, Z.T., 2008. RMR and Q-setting records. *Tunnels and Tunnelling International*, February 2008 Issue, 26-29.
- Barton, N., Lien, R., Lunde, I., 1974. Engineering classification of rock masses for the design of tunnel supports. *Rock Mechanics*, 6 (4), 189-239.
- Bieniawski, Z.T., 1973. Engineering Classification of Jointed Rock Masses. *Transaction of the South African Institution of Civil Engineers*, 15, 335-344.
- Bieniawski, Z.T., 1989. *Engineering Rock Mass Classifications*. New York, John Wiley & Sons.
- Broch, E. 1979. Changes in rock strength by water. *Proceedings of the IV. International Society of Rock Mechanics*, Montreux, Vol. 1, 71-75.
- Cummings, R.A., Kendorski, F.S., Bieniawski, Z.T., 1982. Caving rock mass classification and support estimation. U.S. Bureau of Mines Contract Report No. J0100103; Engineers International, Inc., Chicago.
- Galera, J.M., Alvarez, M., Bieniawski, Z.T., 2005. Evaluation of the deformation modulus of rock masses: Comparison of pressuremeter and dilatometer tests with RMR prediction. *Proceedings of International Symposium on ISP5-PRESSIO 2005*, Madrid, 1-25.
- Hoek, E., 1999. Putting the numbers to geology-an engineer's viewpoint. *Quarterly Journal of Engineering Geology*, 32, 1-19.
- Hoek, E., Brown, T., 1980. Empirical strength criterion for rock masses. *Journal of Geotechnical Engineering Division*, ASCE, 106 (GT9), 1013-1035.
- Hoek, E., Brown, E.T., 1997. Practical estimates of rock mass strength. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 34 (8), 1165-1186.
- Hoek, E., Kaiser, P.K., Bawden, W.F., 1995. *Support of Underground Excavations in Hard Rock*. Balkema, Rotterdam.
- ISRM, 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006. R. Ulusay and J.A. Hudson (eds.), *Suggested Methods prepared by the ISRM Commission on Testing Methods*, Compilation arranged by the ISRM Turkish National Group, Ankara.
- Kalamaras, G.S., Bieniawski, Z.T., 1995. A rock mass strength concept for coal seams incorporating the effect of time. *Proceedings of 8th ISRM Congress*, Tokyo, Vol. 1, 295-302.
- Karakul, H., Ulusay, R., 2013. Empirical correlations for predicting strength properties of rocks from P-wave velocity under different degrees of saturation. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, DOI 10.1007/s00603-012-0353-8.
- Kendorski, F.S., Cummings, R.A., Bieniawski, Z.T., Skinner, E., 1983. A rock mass classification scheme for the planning of caving mine drift supports. *Proceedings of Rapid Excavation and Tunneling Conference*, AIME, N. York, 193-223.
- Kikuchi, K., Saito, K., Kusunoki, K., 1982. Geotechnically integrated evaluation on the stability of dam foundation rocks. *Proceedings of Congress on Large Dams*, Rio de Janeiro, 49-74.
- Mitri, H.S., Edrissi, R., Henning, J., 1994. Finite element modelling of cable bolted slopes in hard rock ground mines. *Proceedings of SMME Annual Meeting*, New Mexico, Albuquerque, 94-116.
- Nicholson, G.A., Bieniawski, Z.T., 1990. A non-linear deformation modulus based on rock mass classification. *International Journal of Mining and Geological Engineering*, 8, 181-202.
- Palmström, A., 1996. RMI-a system for characterizing rock mass strength for use in rock engineering. *Journal of Rock Mechanics and Tunnelling Technology*, 1 (2), 69-108.
- Stini, I., 1950. *Tunnelbaugeologie*. Springer-Verlag, Vienna.
- Tanaka, M., 1964. *Introduction to Engineering Geology for Civil Engineers*. Sankaido, Tokyo (in Japanese).
- Tanimoto, C., Yoshikawa, T., Hojo, A., 1989. Rapid excavation of head race tunnel and loosening, of rock mass in Shin-Aimoto Power Station Project. *Journal of Materials Science of Japan*, 38 (426), 33-39 (in Japanese).
- Terzaghi, K., 1946. Rock defects and loads on tunnel support. In: *Rock Tunneling with Steel Supports*, R.V. Proctor and T. White (eds.), Commercial Shearing Co., Youngstown, OH, pp. 43-64.
- Tokashiki, N., Aydan, Ö., 2010. The stability assessment of overhanging Ryukyu limestone cliffs with an emphasis on the evaluation of tensile strength of rock mass. *Journal of Geotechnical Engineering-JSCE*, 66 (2), 397-406.
- Tokashiki, N., Aydan, Ö., 2011a. A comparative study on the analytical and numerical stability assessment methods for rock cliffs in Ryukyu Islands. *Proceedings of 13th International Conference of the International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics*, Melbourne, Australia, 663-668.
- Tokashiki, N., Aydan, Ö., 2011b. Application of rock mass classification systems to Ryukyu limestone and the evaluation of their mechanical properties. *Proceedings of the 40th Rock Mechanics Symposium of Japan*, Tokyo, 387-392 (in Japanese).
- Ünal, E., Özkan, İ., Ulusay, R., 1992. Characterization of weak, stratified and clay-bearing rock masses. *Proceedings of ISRM Symposium: EUROCK'92 Rock Characterization*, Chester, UK, J.A. Hudson (ed.), British Geotechnical Society, London, 330-335.
- Wickham, G.E., Tiedeman, H.K., Skinner, E. H., 1974. Ground support prediction model-RSR concept. *Proc. 2nd Rapid Excavation Tunneling Conference*, AIME, New York, pp. 691 -707.

4. BÖLÜM

4. CHAPTER

KAYA MEKANİĞİ-YERALTI VE AÇIK OCAK MADENCİLİĞİ

ROCK MECHANIC-UNDERGROUND AND OPEN PIT MINING

The numerical analysis study of backfill and rib pillar interaction in cut-and-fill stope environment

M. N. Bagde

CSIR-Central Institute of Mining & Fuel Research, Regional Center, MECL Bhavan, Seminary Hills, Nagpur, India 440 006

ABSTRACT: The backfill placed into the mined out stope and rib pillar left-out during stopping operation in hard rock mining is the common practice considering safety of the mining environment. In the present paper, backfill and rib pillar interaction behavior was studied by numerical modeling using PHASE 2. The representative case study from a man-entry cut-and-fill stopping environment from the Kandri Mine; to demonstrate how backfill and rib pillar acts as a good support measure in the case of developed abutment stress conditions due to stoping and help in mitigating failure prone conditions was discussed. From the seismic load coefficient simulation analysis carried out to study blasting effect while mining adjacent stope was found to influence significantly backfill-rock interaction, distribution of stresses and displacement within backfilled column and surrounding rock mass. The results obtained from the numerical modeling study using PHASE 2—a two-dimensional elasto-plastic finite element modelling with its possible application in backfill and rib pillar design and safe stoping environment were discussed.

1.INTRODUCTION

It is well-known fact that backfill used underground and rib pillar left-out is for overall ground support and stability. As defined by the USBM (1996), rib pillar is- “a pillar whose length is large compared with its width”. Simply, it can be defined as- “the rib pillar is the left-out pillar on the longitudinal plane between two stopes in underground metal mines”. It's beyond doubt and proven fact that over the years, backfill (Cowling, 1998; Stacey and Kirsten, 1989 and CAMIRO, 1995) as well as left-out pillars (Zhao et al., 2013; Tesarik et al., 2009; Tavakoli, 1996) have provided a good support measure and improved mining environment for better production and safety. While, the stability of rib pillars as well as that of backfill are influenced by the nature of the surrounding rock mass, geological and structural weaknesses, the in-situ and mining induced stresses, stope geometry like width, length and height and of course the geometry of the rib pillar and strength of backfill material etc. It is always felt that optimum design of the rib pillar and backfill strength is most warranted. It is generally designed considering local conditions to achieve safe stoping environment in hard rock mining including cut-and-fill mining.

However, optimizing rib pillar geometry is complex one and mostly carried out using thumb rules and practical experiences applicable for

particular site. The other techniques used are observational and empirical approaches and recent up-coming trend is use of numerical techniques. Other factors including artificial support (cable or rock bolt and/or steel/wooden props and chocks) and quality backfilling needs to be considered in the analysis. It is well established fact that the use of various support systems as practiced always helps in achieving stability of rib pillar and thus increasing extraction of economical and precious ore from the stope. The rib pillars stability is important during planned life of mine, during complete extraction of the ore from the stope including time to become it stable with fill. In traditional cut-and-fill mining with man-entry, optimum safe and stable dimensions of left-out rib pillar is very important considering safety, economical production and productivity and safe mining environment.

Recently, Bagde and Mitri (2012) presented results of numerical studies using FLAC, and demonstrated how tight filling placement helps in mitigating the rock burst or failure in high in-situ stress conditions. Bagde et al. (2011) provided a brief review related to backfill failure and presented results from the case and numerical studies using PHASE 2 and found that backfill failure or dilution is strongly influenced by stope geometry, mining sequence and width of extraction. The blast induced damage is also one of the main reasons for reporting

higher dilution from the backfilled stope as reported from the presented field studies in Canada therein.

In the present paper, a numerical modelling analysis study using PHASE 2 (M/s Rocscience Inc., Canada) - Finite Element Analysis Tool, where backfill and rib pillar behavior due to the mining of adjacent stope was presented. Also, PHASE 2 capabilities of seismic load coefficient was used to simulate blasting in the adjacent stope and results obtained were presented and discussed herewith. The case study from a typical man-entry cut-and-fill stoping environment from the Kandri Mine in MOIL Ltd. was presented to demonstrate how backfill and left-out rib pillar acts as a good support measure in high mining induced stress conditions to improve mining stoping environment. The systematic plan of cut-and-fill stoping with left -out 6m rib pillar and 5m post pillars with support systems implied is shown in Fig. 1. The basic aim of this research is to investigate effect of adjacent stoping on backfilled column and rib pillar, considering an elasto-plastic behavior for both backfill and rock mass. The findings provide qualitative results, which can be used for backfill design and improvement of stoping environment.

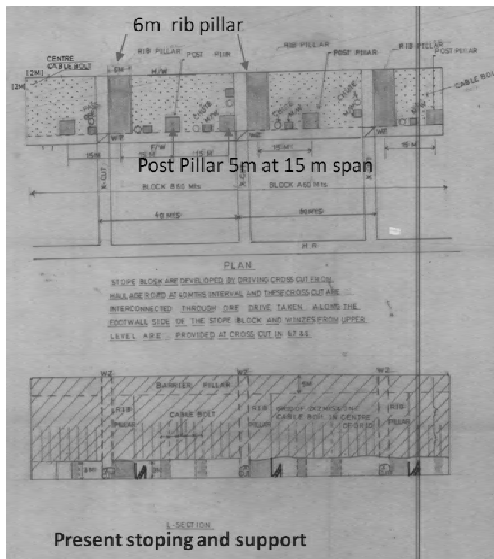


Fig. 1. Systematic plan of stoping operation (source:MOIL Ltd)

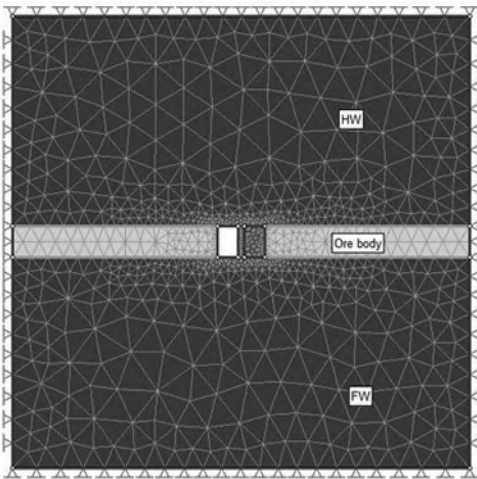
2 NUMERICAL MODELLING STUDIES

The modeling studies were conducted with PHASE 2- a two-dimensional elasto-plastic numerical code based on the finite element method. Numerous models were developed to study the response of backfill in adjacent stope mining and representative results were provided and discussed herewith.

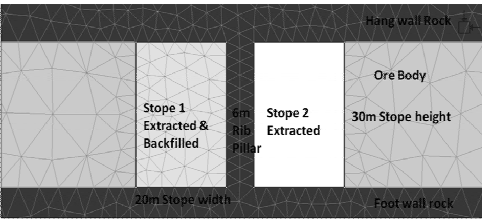
2.1 Modelling geometry and material properties

The Fig. 2 shows the geometry and Table 1 shows the material properties used for the numerical modeling studies. The stope dimensions are used for studies as 30m (stope height) x 20m (stope width) at a relatively medium-shallow depth of 185m. The relatively large model is prepared 446mx430m to avoid boundary effects (Fig. 2). In the example shown here, the natural in-situ horizontal stress, σ_h is approximately equal to the vertical stress σ_v ; this corresponds to a representative natural stress ratio $\sigma_h/\sigma_v \approx 1$ for the most of the Indian conditions. The constant stress conditions are simulated and in-situ stresses determined using empirical approaches where vertical stress is dependent on depth of the excavation and horizontal stress based on modulus of the rock. The modeled rock mass properties are typical representing Manganese region mines in Central India while Hydraulic Sand Fill (HSF) properties are used. The rock mass and backfill material considered as homogeneous, isotropic and elasto-plastic. The Mohr-Coulomb failure criterion is used.

The first, stope 1 is extracted completely. After this, earlier extracted stope 1 is backfilled completely. Then adjacent stope 2 is extracted completely to study the effect of adjacent stope mining on backfilled column and left-out rib pillar. It shall be noted that generally in cut-and-fill stoping environment simultaneous backfilling is done. However, to simulate worst condition in terms of safety, here, complete stope 1 is extracted first and then backfilled completely. In similar fashion adjacent stope 2 is extracted completely. The simulated conditions may be considered as the generalized geometry of the stoping environment. Further, to simulate blasting, PHASE 2 capabilities of seismic coefficient at 0.3, 0.4, 0.5 and 0.6 is used and simulated in Stage 3 only where stope 2 is extracted after extracting stope 1 in Stage 1 and backfilled in Stage 2. The simulation results are studied in the form of horizontal displacement developed and damage zone extended due to seismic coefficient variations ie. blasting effect.



a. The complete view of the stope geometry



b. Part view of the stope geometry with notations

Fig. 2. Stope geometry used for the numerical simulation

Table 1. Properties of rock mass and backfill material

Property	Rock Mass	Ore body	Hydraulic Sand Fill
Young's Modulus (GPa)	10.38	10	0.5
Poison's Ratio	0.28	0.25	0.10
Tensile Strength (MPa)	2.8	3.5	0.05
C _{peak} (MPa)	7	8	0.01
Ø _{peak} (Degree)	40	43	35

Table 2. Modelled in-situ stresses

Principal stress component	Magnitude (MPa)	Stress (MPa)
Major (Horizontal), σ _{1H}	3.2+ 0.0122*Depth(m)	5.46
Intermediate (Horizontal), σ _{2H}	3.2+ 0.0122*Depth(m)	5.46
Minor (Vertical), σ _{3V}	0.027*Depth (m)	4.99

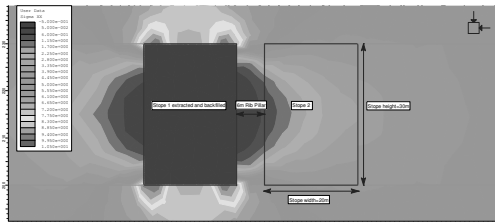
3 NUMERICAL RESULTS

After stope 1 extraction, some displacements occurred within the rock mass and then the stope 1 is backfilled. Then stope 2 is extracted and its effect due to the mining of adjacent stope on backfilled column and rib pillar is studied in terms of stress and displacement distribution. In practice, it is always difficult to backfill the stope immediately thus deformations occur in the rock mass before placing backfill. Again, in cut-and-fill stoping, opening is left-out between roof and backfilled material. Backfilled material is used as platform to carry-out further operations of drilling and blasting as well as supporting. However, it is in practice that backfill should be placed at the earliest time to prevent any major rock falls and possible stope failure.

The Fig. 3 illustrates the distribution of horizontal stresses after stope 1 is extracted (Fig. 3a) and then backfilled (Fig. 3b). Fig. 3 indicates that high stress concentration at around 10MPa is developed at the top and bottom corners which could make the roof region vulnerable to violent rock failure. Also, it shows that backfilled column (Fig 3b) helps in reducing the high stress concentration zone when compared to extracted stope 1 (Fig. 3a).



a. Horizontal stress distribution after extracting stope 1

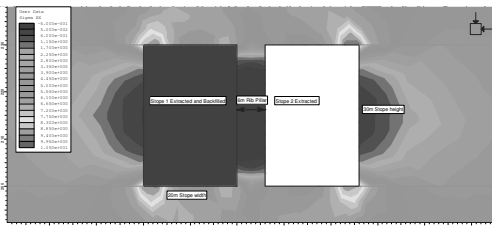


b. Horizontal stress distribution after extracting stope 1 and then backfilled

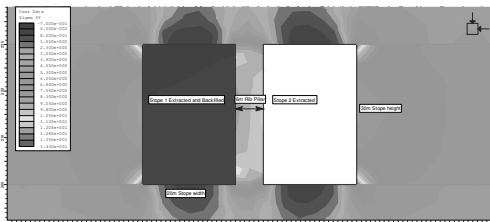
Fig. 3. Horizontal stress distribution after extracting stope 1 in Stage 1 and then backfilled in Stage 2

The comparing the results presented in Fig. 4, the confining effect offered by the backfill significantly

reduces the stress concentration zone at the stope top and bottom particularly. It is also observed that; horizontal stresses (Fig. 4a) developed within the backfilled column and within that 6m rib pillar is at minimal at 0.5 MPa and in compression. The vertical stress concentrations (Fig. 4b) at the backfilled column is at minimal, however, it is at 9-10 MPa in rib pillar adjacent to stope 2 after its extraction and suggest that abutment stresses are transferred to rib pillar. This suggests an importance of back-filling and left- out rib pillar in such mining environment. From this, it is concluded that even in such conditions, backfill and rib pillar acts as a good support measure and helps in mitigating the failure conditions.



a. Horizontal stress distribution



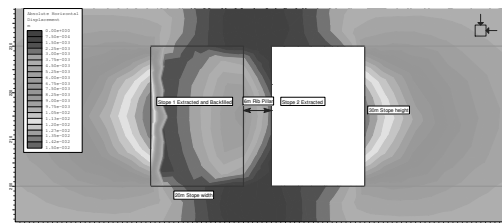
b. Vertical stress distribution

Fig. 4. Stress distribution after extracting adjacent stope 2

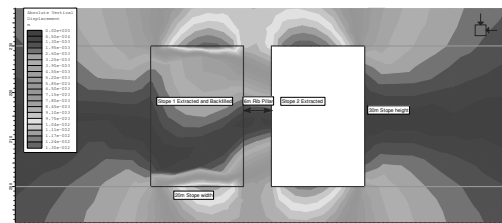
The comparing the results presented in Fig. 5, it is seen that absolute horizontal and vertical displacements within the backfill column are at minimal at 1.4 cm and 1.3 cm respectively and it is transferred to surrounding rock mass. In both the cases, maximum displacement is recorded at interaction boundary between rock mass and that backfilled and extracted stope. It is observed that the horizontal and vertical displacement taking place along the interface of the opening stope and the rib pillar and that with the backfill column. This could be due to the inward convergence of the rock walls that will allow squeezing of the fill and increase the

internal pressure (ie. mean stress) and corresponding horizontal stress. However, it is found that horizontal and vertical displacement distribution within the backfill as shown in Fig. 5 is not that significant at 1.4 and 1.3 cm respectively, suggesting that a large part of convergence might have occurred before the backfill was put in place or stress is shaded in the abutment and to the rib pillar left out. Also, it supports the earlier findings and propositions that placement of backfill and left out rib pillar prevents the development of a yield zone in the surrounding rock mass and earlier backfilled column with the mining of the adjacent stope.

It shall be noted that fully grouted rock and cable bolts will be in place during stoping operation and thus it will help certainly in minimizing the roof and wall displacement. Since, numerical modeling results presented here are without applying any support system, it is expected that displacement and stresses will be at lower side in real stoping operation with support system in-place when compared with numerical results. However, it needs to be verified using proper instrumentation and monitoring during actual stoping operation to come to any good conclusions.



a. Absolute horizontal displacement



b. Absolute vertical displacement

Fig. 5. Absolute displacement after extracting adjacent stope 2

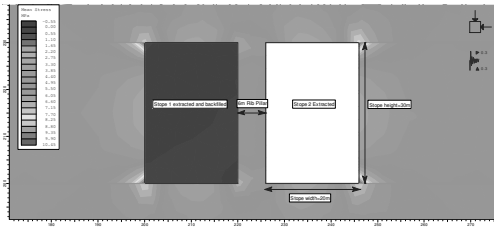


Fig. 6. Mean stress developed in backfilled column after extracting adjacent stope 2

The Fig. 6 shows the mean stress generated and developed in backfill placed-back in extracted stope 1 after adjacent stope 2 is mined out. It shows that mean stress generated and developed within the backfill column and that within left-out rib pillar is at minimal. Also, mean stress developed is at higher side at the bottom of the backfilled column when compared with the top of the column suggesting that it is able to stand on its own gravity or weight – the principle on which backfill works or used underground.

From the presented results above, it is shown that backfilled column and 6m rib pillar was able to stand on its own, however, shows marginal yielding along the interaction boundaries. Also, as shown in Fig. 7 strength factor in 6m rib pillar is more than 1 and thus stable even after extraction of the adjacent stope 2. While, backfilled column in stope 1 shows strength factor at the minimal because the material used for backfilling is hydraulic sand fill which strength is at quiet lower side as compared to the surrounding rock mass. Also, working principle of backfilled material used is able to stand on its own weight as discussed above and as shown in Fig. 6. Thus, minimal strength factor shows within the backfilled column is because of the low strength material, however, it will mostly remain stable as shown in Fig. 6 and as discussed above.

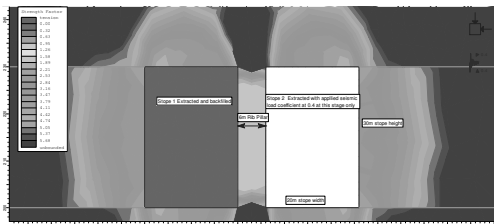


Fig. 7. Strength factor contour in 6m rib pillar, backfilled column and the surrounding rock mass

To find out blasting effect on backfilled column and left out 6m rib pillar while mining adjacent stope, the capabilities of PHASE 2, where, we can simulate seismic load coefficient is used. To simulate blasting in Stage 3 only where stope 2 is extracted after extracting stope 1 in Stage 1 and then backfilled in Stage 2, seismic load coefficient at 0.3, 0.4, 0.5 and 0.6 are simulated and corresponding horizontal displacement and damage zone is studied.

In the PHASE 2 software, the seismic loading is quasi-static and allows the user to define seismic coefficients for the horizontal and/or vertical directions. The seismic coefficients are dimensionless coefficients which represent the (maximum) earthquake acceleration as a fraction of the acceleration due to gravity. Typical values are in the range of 0.1 to 0.6. The seismic force in the model is applied as an additional body force to each element, and is vectorially added to the downward body force which exists due to gravity. While carrying out the analysis with seismic loading, multiple analysis using different seismic coefficients and in the both the directions of horizontal and vertical were applied in order to study the effect of blasting load on the analysis results.

For all the model simulations the multiple analysis were performed using seismic load coefficients varying from 0.3 to 0.6. The based on seismic load coefficient seismic zonation and damage is classified as provided in Table 3 as reported in the literature (Bangash, 2011). This information is just provided here for reader's knowledge and for comparing the results obtained herewith.

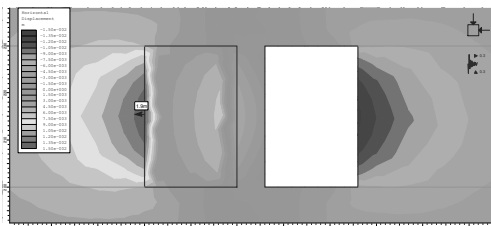
Table 3. Classification of seismic zonation and damage based on seismic coefficient (Bangash, 2011)

Zones	Seismic Coefficient	Damage
Zone 1	00	Negligible
Zone 2	0.10	Low damage
Zone 3	0.16	Moderate damage
Zone 4	0.24	High damage
Zone 5	0.36	Very high damage

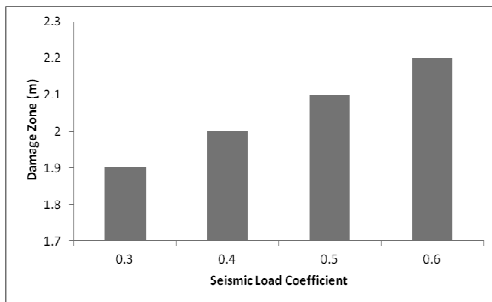
It is found that though maximum horizontal displacement recorded in all the cases are at 1.5 cm, however, zone of disturbance is varying in each case and it is at 1.9m, 2.0m, 2.1m and 2.2 m, respectively in the case of seismic load coefficient at 0.3, 0.4, 0.5 and 0.6 (Fig. 8). While, without seismic load coefficient it is at 1.4 cm (Fig. 5a). It is observed that damage zone increased from 1.9 m to 2.2 m when seismic load coefficient is increased from 0.3

to 0.6. Thus, it is concluded that with the increase in seismic load coefficient damage will be more.

Also, Table 3 classifies seismic zonation and damage with reference to seismic coefficient. According to that table, seismic coefficient at 0.36 comes under very high damage. The simulated results also suggest that whenever seismic load coefficient is more than 0.3, damage zone increases. From this it can be concluded that blasting in adjacent stope could be the one of the main reason towards reported failure in the case of backfill or rib pillar. Thus, care needs to be taken while blasting adjacent to the backfilled column and rib pillar. Or, else quality fill product is necessary and should be designed accordingly keeping in view dynamic action taking place during stoping operation like blasting and or loading-unloading conditions etc. Thus, strength of the fill should be designed such that it should take care of the various dynamic actions generated during the stoping operation.



a. Damage zone at 2m with seismic load coefficient 0.4



b. Damage zone variation with seismic load coefficient

Fig. 8. Variation in damage zone with various seismic load coefficients

4 COMPARISON WITH FIELD OBSERVATION

The comparing with field observations at Kandri Mine, where, ore-body is associated with quartz mica vein, clay intrusion and friable in nature, failure and damage zone observed is shown in Fig. 9. It also shows the suspended hanging roof bolts of 1.5 m length and cable bolts in the 3.0 m opening. It is observed that opening is extended beyond 3 m and failure zone extended up to 1.5 m, since complete 1.5m long roof bolt is exposed as shown in Fig. 9. Also disturbed zone extends beyond opening is approximately more than 2m. This correlates well with observation made through numerical analysis where damage zone is varying from 1.9 to 2.2 m in the case of seismic load coefficient at 0.3 to 0.6, respectively. From this, it is concluded that PHASE 2 capabilities of seismic load coefficient can be used to simulate blasting and the obtained results though qualitative in nature can be used to design the safe stoping environment, quality fill and controlled blasting to safeguard safety of the workers, machineries and mining stoping environment etc.

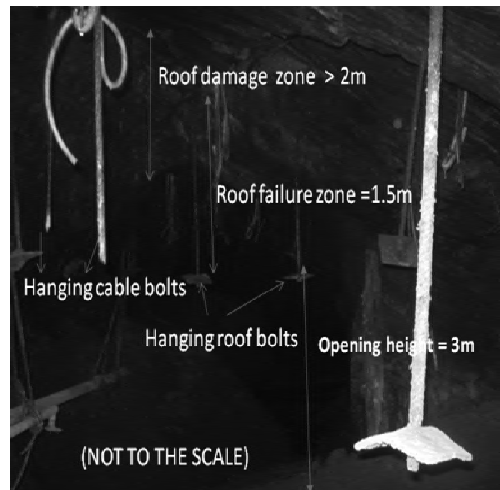


Fig. 9. Correlations with field observations - failure and damage zone at Kandri Mine

5 CONCLUSIONS

From the presented numerical simulation results using PHASE 2, it is found that placement of backfill and rib pillar left-out helps in supporting the surrounding rock mass in mining stoping

environment. It is observed that the seismic load coefficient simulated to study blasting effect while mining adjacent stope significantly influences backfill-rock interaction and distribution of stresses and displacement within backfilled column and surrounding rock mass. It is concluded that in the case of complex rock mass and geological conditions, tight and good strength fill and proper safe and stable geometry of rib pillar must be considered to prevent violent rock failure conditions. Also, filling should be done immediately after completion of stope extraction to avoid further wall and roof convergence and stress build-up, since backfill is found to help in mitigating this. The presented results though qualitative in nature, expected to help in the design of quality backfill in man-entry cut-and-fill stoping environment. However, more work and insight is needed before applying the presented findings herewith in the field. From the presented results and findings, it is felt that numerical modeling as a design tool could be successfully applied in tandem with other available methods in mine planning and design.

ACKNOWLEDGEMENTS

The author takes this opportunity to express his sincere thanks to the MOIL Ltd. for their support. Thanks are also due to the Kandri Mine and MOIL HQ officials for their generous help and discussion during the studies. Thanks are due to my colleagues who were of great help. Thanks to Rocscience Inc. (Canada) for their valuable help in providing evaluation software PHASE 2 and permission to carry out these studies.

REFERENCES

- Bagde, M. N., Emad, M. Z., Mitri, H. S., Thibodeau, D., Isagon, I., and Gustas, B. (2011). Examining the influence of stope dimensions and mining sequence on backfill dilution: a review with case study. In *Proc. Int. Conf. on Technological Challenges and Management issues for sustainability of Mining Industries*, Pal, B.K. & Chatterjee, S. (Eds), 4-6 August, Dept. of Mining Eng., NIT, Rourkela, India, 13-28.
- Bagde, M. N., Mitri, H. S. (2012). Numerical analysis of backfill failure due to adjacent stope mining. In *Proc. Int. Conf. on Ground Improvement and Ground Control: Transport Infrastructure Development and Natural Hazards Mitigation*, Organised by the Centre of Geomechanics and Railway Eng., Un. Wollongong, Australia, 30 Oct-2 Nov., Buddhima I., Cholat R. & J. S. Vinod (Eds), Vol. II:1443-1448.
- Bangash, M. Y. H. (2011). Earthquake resistant buildings dynamic analyses, numerical computations, codified methods, case studies and examples. XXXII, 706p. 330 illus-, ISBN: 978-3-540-93817-0.
- CAMIRO Report (1995). Stiff backfill. In *Rockburst Research Handbook: Numerical Modelling & Case Histories, Canadian Rockburst Research Program 1990-95, Mining Research Directorate*, IV:1-77.
- Cowling, R. (1998). 25 Years of mine filling developments and directions. In *MINEFILL'98 – 6th Int. Symp. on Mining with Backfill*, Brisbane, Australia, 3-10.
- Stacey, T. R. and Kirsten, H. A. D. (1989). Backfill support in deep level tabular mining –predicted performance at great depth. In *Proc. Rock at Great Depth*, Maury & Fourmaintraux (eds), Balkema, Rotterdam. ISBN 9061919754, 589-593.
- Tavakoli, M. (1994). Underground metal mine crown pillar stability analysis. *Ph. D. Thesis*, Dept. of Civil and Mining Eng., Un. Wollongong. <http://ro.uow.edu.au/theses/1280>.
- Tesarik, D.R. Seymour, J.B. Yanske, T.R. (2013). Long-term stability of a backfilled room-and-pillar test section at the Buick Mine, Missouri, USA. *Int J Rock Mech Min Sci.*, 46(7):1182-1196.
- USBM (1996). Dictionary of mining, mineral and related terms. 2nd Edition, US Dept. of the Interior. *US Bureau of Mines Publication*. Available on web.
- Zhao, K., Guo, Z., Zhao X., Zhou, Z. and Wang X. (2013). Study on stability of metal mine overlying strata for artificial pillar support. *Int. J. Computer Science Issues*. 10(2):713-718. ISSN (Print):1694-0784, ISSN (Online):1694-0814. Available on www.IJCSI.org.

Priz hızlandırıcı kimyasal katkının yeraltı dolgu dayanım ve priz süresine etkisi

Effect of accelerating chemical admixture on strength and setting times of underground backfill

İ. Çavuşoğlu,

Gümüşhane Üniversitesi, Gümüşhane

A. O. Yılmaz & M. Çapık,

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Trabzon

ÖZET: Madencilikte bazı üretim yöntemlerinde planlanan üretim hızının dolgu sürecinden etkilenmemesi için dolgunun erken dayanıma ulaşması ve erken priz alması istenmektedir. Bundan dolayı dolgu malzemesi içerisine kalıba püskürtme esnasında priz hızlandırıcı katkıları ilave edilmektedir. Bu çalışmada, mekanize uzunayak kömür işletmelerinde yapılan uçucu küllü dolgu içerisine ilave edilen priz hızlandırıcı katkıların erken dayanıma ve priz sürelerine olan etkileri incelenmiştir. Yapılan çalışmada priz hızlandırıcı katkı dolgu karışımında katı miktarının %0-0,5-1,0-1,5'i seviyelerinde kullanılmıştır. Priz hızlandırıcı kullanılan bu yeni karışımların tek eksenli basma dayanım değerleri ve priz süreleri ölçülmüştür. Elde edilen sonuçlara göre priz hızlandırıcı miktarının artmasıyla erken dayanımın arttığı ve priz sürelerinin kısaldığı gözlemlenmiştir.

ABSTRACT: Requirements of backfill are expected to take early strength and rapid setting in the some mining methods so that production rate planned are not affected by backfilling. Therefore, accelerating admixtures are added into backfill mixtures during the backfill injection. The objective of this study is to investigate the effect of use of accelerating chemical admixture on early strength and setting time of backfill with fly ash in the mechanized long wall coal mining. The dosages of accelerating chemical admixture refers to the solid amount and were used of %0,5 - %1,0 and %1,5 in this study. Uniaxial compressive strengths and setting times of the backfill samples created were determined. Finally, from the results of the studies it was concluded that using of accelerating admixtures led to a substantial increasing in the early strength of the backfill samples and remarkable shortening in the setting time of the backfill samples.

1 GİRİŞ

Priz hızlandırıcılar, karışımın plastik halden katı hale geçmeye başlama süresini (priz) kısaltan kimyasal katkıları olarak bilinir. Ticari olarak ise püskürtme beton (shotcrete) katkıları olarak tanımlanırlar. Özellikle yeraltı uygulamalarında yapılan püskürtme betonların yüksek erken dayanım kazanımı, kısa zamanda priz başlangıcı ve kopma riski olmadan (rebound) kalın katman biçiminde kolaylıkla uygulanabilir olması gibi bir takım temel gereksinimlerinin sağlanabilmesi için priz hızlandırıcı katkıları kullanılmaktadır (Prudencio, 1998; Yıldırım vd., 1998). Priz hızlandırıcı katkıları püskürtme betonun her iki uygulama biçiminde (ıslak veya kuru) de toz ve/veya sıvı halde

kullanılmaktadır. Priz hızlandırıcılar aynı zamanda soğuk hava şartlarında gerçekleştirilen betonlarda erken dayanıma ulaşması içinde kullanılmaktadır (Rixom ve Mailvaganam, 1999). Bunun dışında madencilikte bazı yeraltı dolgu uygulamalarında da kullanıldığı bilinmektedir (Çavuşoğlu, 2008; Hassani vd., 2011; Hassani vd., 2007; Razavi, 2007).

Yeraltı uygulamaları için dünyada genel olarak kullanılan en yaygın priz hızlandırıcı katkı türleri (Prudencio, 1998);

- Sodyum silikatlar (cam suyu, modifiye sodyum silikatlar),
- Alüminat tabanlı priz hızlandırıcılar (sıvı ve katı halde),
- Toprak metalleri karbonat/hidroksitlerdir (toz formda).

Sodyum silikat tabanlı katkılar genellikle püskürtme beton veya yeraltı dolgularında kullanılmaktadırlar. Silikatlı katkılar çimento taneleri arasındaki boşluk suyunda çözünerek burada kalsiyum silika hidratlar şekline dönüşürler ve hızlı prize neden olmaktadır. Yüksek miktarlarda kullanıldıklarında bağlanma ve dayanımda düşüşler meydana gelerek kuruma büzülmesinde artışlar oluşturmaktadırlar (Rixom ve Mailvaganam, 1999). Bu tip katkıların avantajları hemen her tip çimento ile kullanılmalıdır. Ancak nihai dayanımda düşüşlere sebebiyet vermektedirler. Katkısız yapılan beton ile karşılaştırıldığında 28 günlük dayanım değerlerinde kullanım miktarına da bağlı olarak %10-50 arasında bir düşüş gerçekleşmektedir (Prudencio, 1998; Yıldırım vd., 1998).

İnşaat sektöründe yaygın kullanıma sahip kimyasal katkıların aynı etkiyi göstermesine rağmen madencilikte kullanımı fazla değildir (Farzam vd., 1998). Madencilikte en fazla kullanılan kimyasal katkı tipi priz hızlandırıcıdır. Yeraltı dolgularında en yaygın kullanılan priz hızlandırıcı türü ise sodyum silikatlardır. Sodyum silikatların yeraltı dolgusu içerisinde kullanımı ile dolguyu sağlamlaştırdığı (stabilize) ve priz süresini kısalttığı bilinmektedir. Bundan dolayı yeraltı madencilığının döngüsünü de kısaltmaktadırlar (Hassani vd., 2007). Sodyum silikatların ülkemizde bazı mekanize kömür işletmelerinde yeraltı dolgusunda katkı maddesi olarak kullanıldığı bilinmektedir (Çavuşoğlu, 2008).

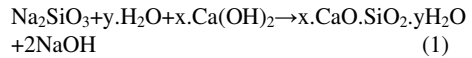
Sodyum silikatların dolgu içerisinde kullanımlarına yönelik bazı çalışmalar mevcuttur. Hassani vd. (2011) yaptıkları çalışmalarında macun dolgu içerisinde sodyum silikat tipi ($\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{SiO}_2$) priz hızlandırıcı kullanmışlardır. Bu tip katkıları kullandıkları dolgulara *jel dolgu* (*gelfill*) adını vermişlerdir. Çalışmalarında priz hızlandırıcı katkı kullanım miktarının artmasıyla dayanımda düşüşler yaşadıklarını belirtmişlerdir. Macun dolguda 28 günlük dönem için kabul edilen 1 MPa dayanım değerine ise priz hızlandırıcı katkı kullanımıyla daha erken kür sürelerinde (7-14 gün) ulaştıklarını belirtmişlerdir.

Razavi (2007) ve Hassani vd. (2007) gibi bazı çalışmalarda sodyum silikatlar çimento yerine bağlayıcı malzeme olarak kullanılmıştır. Razavi (2007) çalışmasında iki farklı pulp yoğunluğuna sahip (%80-83) hidrolik dolgu (kum dolgusu) karışımlarında çimento yerine %2 ve %4 olacak biçimde sodyum silikat tipi priz hızlandırıcı katkı kullanmıştır. Pulp yoğunluğunun düşük olduğu karışımlarda 28 günlük kür süresinde katkı kullanılan karışımların dayanım değerlerinin katkı kullanılmayan karışımlara göre daha düşük

olduğunu belirtmiştir. Diğer kür sürelerinde ise (56-120 gün) katkı kullanılan numuneler ile kullanılmayan numunelerin dayanımlarının birbirine yakın değerde olduğunu belirtmiştir. Bu durumu, düşük katı oranında sodyum silikat tipindeki katkının karışım ile pelte şeklinde etkileşime girerek yoğun bir malzeme haline getirmesiyle alakalı olduğunu belirtmiştir. Pulp yoğunluğunun yüksek olduğu karışımlarda ise katkı kullanılan numunelerin dayanım değerlerinin katkı kullanılmayan numunelere göre daha düşük olduğunu belirtmiştir. Bunun nedenini sodyum silikatın dolgu içerisinde oluşturduğu yoğunluk ile karışımda meydana gelen boşluk oranı artışından kaynaklandığını belirtmiştir.

Sodyum silikatlı katkılar son zamanlarda aktivatör olarak da çeşitli malzemeler ile birlikte kullanılmaktadırlar (Shi vd., 2006). Özellikle alümin ve silis içeren yüksek fırın cürufu, uçucu kül gibi bazı malzemelerin aktivasyonunun sağlanması ile bağlayıcı malzeme üretimi mümkün hale gelmektedir (Topçu ve Toprak, 2009). Sodyum silikatlarca aktive edilmiş yüksek fırın cürufulu bağlayıcı malzemelerinde macun dolgu içerisinde kullanıldığı çalışmalar mevcuttur. Özellikle asit etkisiyle uzun dönemli dayanım kayıplarının bu tip bağlayıcı malzemelerle azaltıldığı yapılan çalışmada ortaya konmuştur (Ferdi,).

Prizlenme çimentonun önemli bir özelliğidir. Priz hızlandırıcılar ise çimentonun priz özelliğini artırıcı etki etmektedirler. Bazı araştırmacılar priz hızlandırıcı katkıların çimentonun daha hızlı prizlenmesine olan etkisini çimentoyla oluşturdukları kimyasal etkileşim sonrasında yeniden etrenjit jelleri oluşturmalarıyla açıklamışlardır (Xu, 2004). Bazı araştırmacılar ise C_3S ve çimento arasındaki tamamen silika reaksiyonlarına bağlı olarak gelişen normal prizlenme davranışıyla büyük benzerlikler olduğunu ifade etmiştir (Taylor, 1992). Diğer çalışmalarda ise eriyebilir silikaların erken sürede $\text{Ca}(\text{OH})_2$ (portlandite) ile reaksiyona girip C-S-H jellerini şekillendirmesiyle (Eşitlik 1) priz süresinin kıaldığı belirtilmiştir (Thompson vd., 2012; Thompson vd., 1997).



Bu çalışmada, mekanize uzunayak yönteminde uygulanan uçucu küllü dolgu içerisinde sodyum silikat (cam suyu) katkısı kullanımı ile dayanım ve priz süresinde meydana gelen değişimler incelenmiştir. Çalışmada priz hızlandırıcı katkı farklı oranlarda denenmiş ve oluşturulan bütün

numunelerin vikat deney aleti ile priz süresi tespit edilmiştir. Yine numunelerin kısa ve uzun dönemli dayanım değerleri tespit edilmiştir.

2 MATERYAL VE METOT

2.1 Materyal

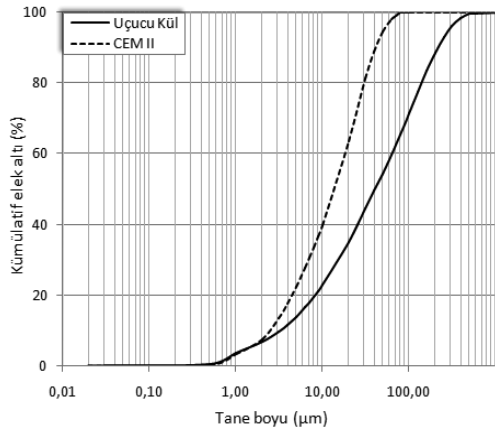
Çalışmada dolgu karışımlarını oluşturmak için uçucu kül, bağlayıcı ve su kullanılmıştır. Ayrıca karışımlara priz hızlandırıcı kimyasal katkı ilavesi yapılmıştır.

Dolgu karışımlarında kullanılan uçucu kül ve çimento Çayırhan Park Termik A.Ş. şirketinden elde edilmiştir. Termik santralde kömürün yakılması sonrası elde edilen uçucu külün kimyasal analizi yapılmış ve Çizelge 1’de verilmiştir. Uçucu küllere Malvern Hydro 2000 MU model lazer tane boyut analiz cihazı ile tane boyu analizi yapılmış ve Şekil 1’de gösterilmiştir.

Çizelge 1. Uçucu külün kimyasal içeriği

Oksit (%)	Uçucu Kül	ASTM C 618	
		F	C
SiO ₂	50,38		
Al ₂ O ₃	14,06		
Fe ₂ O ₃	9,90		
S+A+F	74,34		
CaO	13,25		
MgO	1,20		
SO ₃	3,16		
K ₂ O	1,97		
Na ₂ O	3,18		
KK	0,86		
Cl ⁻	0,17		
Serb. CaO	0,91		
Reak. SiO ₂	40,89		
Reak. CaO	8,78		

Bağlayıcı malzeme olarak Çayırhan yeraltı işletmelerinde dolgu içerisinde kullanılan CEM II (A-M (P-L)) tipi çimento kullanılmıştır. Çimentoya ait bilgiler Çizelge 2’de verilmiştir. Çimentoya yapılan tane boyu analizi sonucu Şekil 1’de verilmiştir.



Şekil 1. Tane boyu analizi

Çizelge 2. Çimentonun kimyasal ve fiziksel özellikleri.

Oksit (%)	Cem II	Standartlar TS EN 197-1	Kimyasal Bileşenler	
			Bileşen (%)	Cem II
SiO ₂	20,98		C ₃ S	49,19
Al ₂ O ₃	6,25		C ₂ S	4,91
Fe ₂ O ₃	3,19		C ₃ A	5,62
CaO	59,74		C ₄ AF	9,38
MgO	1,43		Fiziksel Özellikleri	
SO ₃	3,01	<4	Özgül Ağırlık	3,09
K ₂ O	0,44		Priz Başlangıç	02:45
Na ₂ O	0,56		Priz Sonu	03:10
Na ₂ O (eşd.)	0,85		Blain Yüzey (g/cm ²)	4692
Cl ⁻	0,0166	<0,1	Mekanik Özellikler [Bas. Day. (MPa)]	
KK	4,51	<5	2 gün min. 20	26
Çözünmeye	-	<5	7 gün	
n Kalıntı	-		28 gün min. 42,5	47,9

Dolgu karışımlarına ayrıca priz hızlandırıcı kimyasal katkı ilavesi yapılmıştır. Priz hızlandırıcı katkı olarak sodyum silikat tipi (cam suyu) katkı kullanılmıştır. Kimyasal katkının bazı özellikleri Çizelge 3’te verilmiştir. Kullanılan sodyum silikatın modül oranı 3’tür.

Çizelge 3. Sodyum silikat katkısının kimyasal ve fiziksel özellikleri

Özellik	Değer
Toplam Na ₂ O, kütlece %	8,43
Silikat Halindeki Na ₂ O, kütlece %	8,37
Na ₂ CO ₃ , kütlece %	0,09
Toplam SiO ₂ , kütlece %	26,36
Kuru Madde, 600 °C bakiyesi, kütlece %	37
Na ₂ O / SiO ₂ Oranı	1/3,0
Viskozite, cP (20 °C)	170
Asidite, pH birimi (%1’lik çözeltide)	11,5
Bağıl Yoğunluk, (27 °C / 27 °C)	1,382

2.2 Metot

Bağlayıcı, atık malzeme ve su kullanılarak dolgu karışım numuneleri hazırlanmıştır. Yapılan tüm karışımların değerleri Çizelge 4'te verilmiştir. Bütün karışımlarda katı malzemenin ağırlıkça %25'i çimento ve %75'i kül olacak biçimde ayarlanmıştır. Priz hızlandırıcı kimyasal katkı miktarı ise katı malzemenin %0,5 - %1,0 ve %1,5'u olacak biçimde belirlenmiştir. Bu oranlar çimentonun sırasıyla %2, %4 ve %6'sı şeklindedir. Tüm karışımların çökme değeri 20 cm olacak biçimde su ilavesi yapılmıştır.

Çizelge 4. Yapılan karışımların miktarları

Sodyum Silikat Miktarı (%*)	Miktar (gr)			Sodyum Silikat	Oran	
	Çimento	Kül	Su		SS/Ç	S/Ç
0	2195	6584	2179	0	0	0,99
0,5	2183	6549	2168	44	2	0,99
1	2171	6514	2156	87	4	0,99
1,5	2160	6480	2145	130	6	0,99

* toplam katı miktarının %'si

S = su

SS= sodyum silikat

Ç = çimento

Dolgu numuneleri malzemelerin 20 lt'lik karışım mikserinde homojen bir şekilde karıştırılmasıyla oluşturulmuştur (Şek. 2a). Dolgu karışımlarında katı malzemeler ilk önce kuru bir biçimde karıştırılmış ve sonrasında çökme değeri 20 cm olacak biçimde su ilave edilmiştir (Şek. 2b-3). Karıştırma işlemi 5 dk sürmüştür ve katkı maddesi ilavesi karışımın son 30 sn'de ilave edilmiştir.

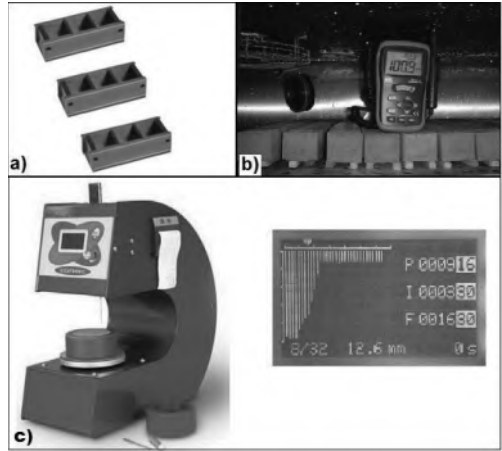
Malzemeler 20 lt'lik mikserde karıştırıldıktan sonra 5x5x5 cm'lik numune kalıplarına konmuştur (Şek. 4a). Kalıplanan numuneler nem oranı %90-100 aralığında olan dolap içerisinde 2, 7, 28 ve 90 günlük sürelerde kürlenmeye bırakılmıştır (Şek. 4b).



Şekil 2. 20 lt'lik mikser (a), karışıma su ilavesi (b)



Şekil 3. Karışımlara yapılan çökme değeri testi



Şekil 4. Çalışmada kullanılan numune kalıpları (a), numuneleri saklama dolabı (b), priz süresi ölçer otomatik vikat deney aleti ve ekranı (c)

Her bir karışım malzemesinden kalıplara dökülmeden önce priz süresi deneyi için vikat deney aleti hazinesine yetecek kadar numuneler alınmıştır (Şek. 4c). Priz süresi tayini TS EN 13409'a göre gerçekleştirilmiştir. Bütün kür süreleri sonrasında her bir numunenin dayanım değeri 30 ton kapasiteli tek eksenli basma dayanım aleti ile TS EN 196-1 standardına göre belirlenmiştir.

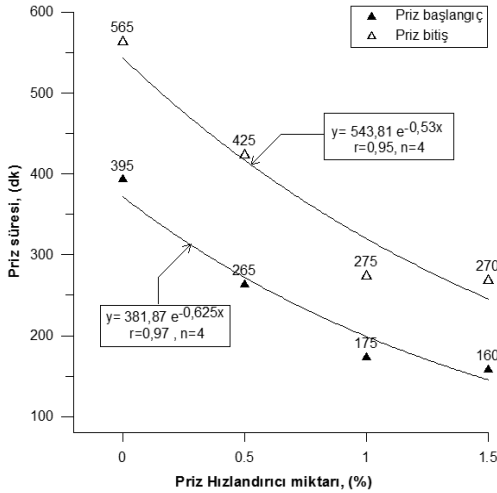
3 BULGULAR VE DEĞERLENDİRME

3.1 Priz süresi

Otomatik vikat deney aleti ile numunelere yapılan priz süresi deneyi sonuçları Şekil 5'te verilmiştir. Priz hızlandırıcı miktarının artmasıyla dolgu priz sürelerinin kısaldığı görülmektedir. En düşük priz başlangıç süresi 160 dk ile priz hızlandırıcı katkının

%1,5 kullanıldığı numuneden elde edilmiştir. Priz bitiş süresi ise 270 dk ile yine priz hızlandırıcının %1,5 kullanıldığı numuneden elde edilmiştir. Priz hızlandırıcı kullanılmayan numunenin priz başlangıç süresi 395 dk, priz bitiş süresi ise 565 dk olarak gerçekleşmiştir.

Şekil 5 incelendiğinde priz hızlandırıcı miktarı ile priz süreleri arasında çok yüksek bir korelasyon olduğu belirlenmiştir ($r > 0,90$).



Şekil 5. Priz hızlandırıcı miktarı ve priz süresi değişimi

Çizelge 5'te priz hızlandırıcı katkının dolgu karışımlarının priz başlangıç ve bitiş sürelerinde meydana getirdiği azalma miktarı ve yüzdesi görülmektedir. Priz hızlandırıcı kullanım miktarının artmasıyla priz başlangıç ve bitiş süreleri arasındaki zaman farkının azaldığı görülmektedir. Bu durumda dolgu numunelerinin erken priz alması dayanım kazanım süresinin de azalması anlamına gelmektedir.

Çizelge 5. Farklı oranlarda priz hızlandırıcı katkının dolgu priz başlangıç-bitiş süreleri

Priz Hızlandırıcı Miktarı	Priz Süresi (dk)					
	Başlangıç	Bitiş	Fark	Azalma Miktarı	Azalma Yüzdesi	
(Katınım %'si)	No	[A]	[B]	[C]	[D]	[E]
0,00%	[1]	395	565	170	0	0%
0,50%	[2]	265	425	160	130	33%
1,00%	[3]	175	275	100	220	56%
1,50%	[4]	160	270	110	235	59%

$$[C_{1,2,3,4}] = [(B_{1,2,3} - A_{1,2,3,4})], \quad [D_{1,2,3,4}] = [(A_1) - (A_{1,2,3,4})],$$

$$[E_{1,2,3,4}] = [(D_{1,2,3,4}) / (A_1) * 100]$$

Dolgu karışımlarına priz hızlandırıcının %0,5 ilavesiyle priz başlangıç süresinde %33 oranında bir kısalma, %1,0 ilavesiyle %56 oranında bir kısalma ve %1,5 ilavesiyle %59 oranında bir kısalma meydana gelmiştir.

Priz hızlandırıcı katkılar ilave edildikleri karışımların priz sürelerinde bir kısaltmaya sebebiyet veren katkılardır. Özellikle sodyum silikat tipi katkılar taze karışımlara ilave edildiklerinde karışım içerisindeki tanelerin topaklanma (koagüle) isteğini hızlandırmaktadır. Ayrıca taneler arasında topaklanma ile beraber malzemede bir yapışma etkisi (jel yapısı) oluşturmaktadır. Bunun sonucunda karışım malzemesi çok kısa sürede taze haldeki kıvamını kaybedip sertleşmeye başlamaktadır. Dolayısıyla karışımın prizlenme süreci daha erken başlamaktadır.

Çimentolu karışımların ilk birkaç saatinde C_3A 'nın yüksek reaksiyon verdiği bilinmektedir. Priz hızlandırıcıların da C_3A reaksiyonları üzerine hızlandırıcı etki yapması erken priz süresine ve dayanıma ulaşmalarında etkili olmaktadır (Rixom and Mailvaganam, 1999).

3.2 Dayanım değerleri

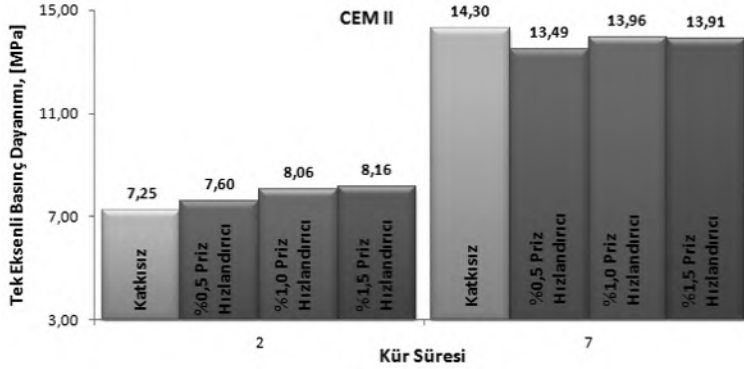
Dolgu karışım numunelerine yapılan tek eksenli basma dayanım değerleri Şekil 6 (kısa dönem) ve Şekil 7'de (uzun dönem) verilmiştir.

CEM II çimentosuyla hazırlanan karışımlarda 2 günlük kür süresinde priz hızlandırıcı katkı kullanılan numunelerin dayanım değerleri katkısız numunelere göre yüksek değerde çıkmıştır (Şekil 6). Katkısız numunenin dayanım değeri 7,25 MPa iken, %0,5 priz hızlandırıcı katkılı numunenin dayanımı 7,60 MPa, %1 priz hızlandırıcı katkılı numunenin 8,06 MPa ve %1,5 priz hızlandırıcı katkılı numunenin dayanım değeri ise 8,16 MPa'dır. 7 günlük kür süresinde ise katkısız numunenin dayanım değeri 14,30 MPa iken %0,5 priz hızlandırıcı katkılı numunenin dayanımı 13,49 MPa, %1 priz hızlandırıcı katkılı numunenin 13,96 MPa ve %1,5 priz hızlandırıcı katkılı numunenin ise 13,92 MPa'dır.

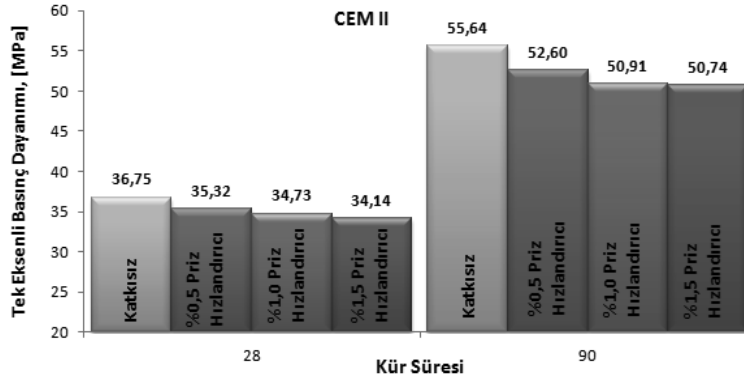
Uzun dönemli dayanım değerleri incelendiğinde durum kısa dönemli dayanımlardan biraz farklıdır. 28 günlük kür periyodunda katkısız numunelerin dayanımı 36,75 MPa iken, %0,5 priz hızlandırıcı numuneler 35,32 MPa, %1 priz hızlandırıcı numuneler 34,73 MPa ve %1,5 priz hızlandırıcı numuneler ise 34,14 MPa dayanım değerindedir. 90 günlük kür süresinde ise katkısız numuneler 55,64

MPa iken %0,5 priz hızlandırıcı katkılı numuneler 52,60 MPa, %1 priz hızlandırıcı katkılı numuneler 50,91 MPa ve %1,5 priz hızlandırıcı katkılı numuneler 50,74 MPa dayanım değeri vermiştir. Bu sürede katkılı numunelerin katkısız numunelere göre

dayanım kaybı miktarı %0,5 priz hızlandırıcı katkılı numunede %5,47, %1 priz hızlandırıcı katkılı numunede %8,51 ve %1,5 priz hızlandırıcı katkılı numunede %8,81 oranındadır.



Şekil 6. Dolgu karışımlarında erken dayanım (2-7 gün) değerleri.



Şekil 7. Dolgu karışımlarında uzun dönemli dayanım (28-90 gün) değerleri.

Priz hızlandırıcı katkılar karışımların erken dayanımını arttırıcı yönde etki ettikleri belirlenmiştir. Uzun dönemli dayanım değerlerinde ise katkısız numuneye göre dayanımda %9'a yakın düşüşlere sebebiyet verdikleri tespit edilmiştir. Karışım içerisine katıldıkları andan itibaren çimento ve kül tanecikleri üzerinde yapmış oldukları topaklanma etkisi ve oluşturduğu jel yapısı ile birlikte erken dayanımda artış sağladıkları düşünülmektedir. Ayrıca priz hızlandırıcı katkıda bulunan silikaların portlandit (Ca(OH)_2) ile tepkimeye girerek erken yaşlarda kalsiyum silika

hidratlara dönüştüğü de bilinmektedir (Rixom ve Mailvaganam, 1999). Bu durum erken dayanımı artıran diğer bir neden olarak da görülebilir.

Priz hızlandırıcı katkılar ilerleyen kür zamanlarında karışımlar içerisinde oluşturduğu topaklanmadan kaynaklı boşluk oranı artışına sebebiyet vermiştir. Uzun dönemli dayanım kayıplarının bu sebepten oluştuğu düşünülmektedir.

Priz hızlandırıcı katkıların dolgu priz sürelerini kısıltma etkisi yeraltı madencilik döngüsü açısından olumlu bir durum olarak göze çarpmaktadır. Çavuşoğlu (2008) kaynağında özellikle tam mekanize uzun ayak yöntemi ile dolgulu çalışan

yeraltı kömür işletmelerinde hızlı üretimi açısından priz hızlandırıcı kullanımının önemi belirtilmiştir. Ayak başlarına yapılan dolgunun erken sürede priz alması ve istenilen dayanıma erken sürelerde ulaşması yapılan tahkimatın ve kömür üretiminin hızlı gelişmesini sağlamaktadır. Ancak uzun dönemli dayanımda meydana gelen düşüşler taban yolu tahkimat geri dönüş malzemelerinde bozulmalara sebebiyet vermekte ve ekonomik olmamaktadır. Bu yüzden optimum bir katkı oranı belirlemek gerekmektedir.

4 SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada sodyum silikat tipi priz hızlandırıcıların uçucu küllü yeraltı dolgunun erken dayanım ve priz süresine olan etkileri incelenmiştir.

Priz hızlandırıcı katkıların priz sürelerinde kısaltmaya sebebiyet verdiği yapılan çalışmada belirlenmiştir. En yüksek oranda (%1,5) priz hızlandırıcı kullanılan numunede priz başlangıç süresinin priz hızlandırıcı kullanılmayan numuneye kıyasla %59 oranında kısaltıldığı belirlenmiştir. Çalışmada kullanılan priz hızlandırıcının miktarının artmasıyla da priz süresinin kademeli olarak kısaltıldığı belirlenmiştir.

Yapılan çalışmada katkı malzemesinin dolgu dayanımını erken sürelerde arttırdığı tespit edilmiştir. Bu dayanım artışı priz hızlandırıcının %1,5 oranında kullanıldığı numunede yaklaşık %13 oranında olmuştur. Çalışmada kullanılan priz hızlandırıcının tüm kullanım oranlarında, miktarın artmasıyla erken dayanımın arttığı belirlenmiştir. Ancak uzun dönemli kür sürelerinde dayanımda bir düşüş yaşandığı tespit edilmiştir. 90 günlük kür süresinde en yüksek dayanım kaybı oranı %1,5 oranında priz hızlandırıcı kullanılan numuneden yaklaşık %9 oranında elde edilmiştir.

Çalışmada priz hızlandırıcı katkıların etkilerinin daha detaylı incelenmesi için numunelerin mikro yapılarının incelenmesi gerekmektedir. Oluşturulan numunelerin mineralojik tayini ve boşluk miktarlarının belirlenmesi ile katkının karışımlar üzerinde yaptığı etki daha net bir biçimde ortaya çıkarılacaktır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Karadeniz Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi tarafından 891 kod numarasıyla desteklenmiştir. Yazarlar desteklerinden ötürü KTÜ BAP Koordinasyon birimine teşekkürü bir borç bilir.

KAYNAKLAR

- Çavuşoğlu, İ., 2008. Uçucu Küllerin Dolgu Malzemesi Olarak Kullanılması: Örnek Bir Uygulama (Çayırhan), Madencilik Dergisi, 47, (3), 3-13.
- Farzam, H., Rispin, M.ve Karlson, R., 1998. The Use of Unique Admixture Technologies in Mine Backfill-Technology Description and Case Histories, Proceedings of the 6th International Symposium on Mining with Backfill (MINEFILL'98),The Australasian Institute of Miningand Metallurgy Publication Series, Australia,17-28.
- Hassani, F., Razavi, S.M.veIsagon, I., 2007. A Study of Physical and Mechanical Behaviour of Gelfill, Minefill, CIM Bulletin, 1-28.
- Hassani, F.,Benzaazoua, M.ve Nokken, M., 2011. Evaluation of The Effect of Sodium Silicate Addition to Mine Backfill, Gelfill, 22nd World Mining Congress and Expo, İstanbul, 317-324.
- Prudencio (Jr.), L., R., 1998. Accelerating Admixtures for Shotcrete, Cement and Concrete Composites, 20, 213-219.
- Razavi, S., M., 2007. An Investigation into The Influence of Sodium Silicate on The Physical and Mechanical Properties of Minefill, PhD Thesis, Department of Mining and Materials Engineering McGill University, Canada, 171pp.
- Rixom, R. ve Mailvaganam N., 1999. Chemical Admixtures for Concrete, 3rd Edition, E&FN Spon (Taylor&Francis Group),London.
- Shi, C., Krivenko, P., V. ve Roy, D., 2006. Alkali-Activated Cements and Concretes, Taylor and Francis Group, London, 376pp.
- Taylor, H., 1992. Cement Chemistry, Academic Press, London, 233pp.
- Thompson, L., J., Gill, P., Scheetz, B., E. ve Silsbee, M., R., 2012. Sodium Silicate Applications for Cement and Concrete, <http://www.pqcorp.com/>.
- Thompson, L., J., Silsbee, M., R., Gill, P. ve Scheetz, B., E., 1997. Characterization of Silicate Sealers on Concrete, Cement and Concrete Research, 27, 10, 1561-1567.
- Topçu, İ. ve Toprak, M. U., 2009. Alkalilerle Aktive Edilen Taban Küllü Hafif Harç Üretimi, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi, 22 (2), 153-164.
- Xu, Q., 2004. Effect of an Alkaline Shotcrete Accelerator on Cement Properties, 6. Doktoranten tagung an der Universitate Brno-Juniorstav, Brno, 269-275.
- Yıldırım, H., Uyan, M. ve Kemerli, M., K., 1998. Priz Hızlandırıcı Püskürtme Beton Katkılarının Dayanıma Etkisi, Hazır Beton Dergisi, Kasım-Aralık Sayısı, 60-64.

Numune boyutunun mineral katkı maddesi içeren macun dolgunun dayanımına ve ultrasonik özelliklerine etkisi

Effect of sample size on the strength and ultrasonic properties of paste backfill included mineral admixture

T. Yılmaz, B. Erçıkı, O. Kantarcı

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 61080, Trabzon

G. Külekçi

Gümüşhane Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 29100, Gümüşhane

ÖZET: Bu çalışmada Kastamonu-Küre bakır işletmeleri cevher hazırlama tesisinden sağlanan bakır atık kullanılarak sadece Portland çimentosu (kontrol) kullanılarak ve Portland çimentosuna %20 yüksek fırın cürufu (YFC) ve perlit (P) ikame edilerek 10x20 cm ve 5x10 cm boyutunda numuneler hazırlanmıştır. 7-56 günlük kür süreleri sonunda numunelerin basınç dayanımı ve ultrasonik P- dalga hızı testleri yapılmış ve numune boyutunun macun dolgu dayanımına ve ultrasonik özelliklerine etkisi incelenmiştir. Kontrol numunelerinin dayanım ve ultrasonik özellikleri erken kür sürelerinde (7-14 gün) YFC ve P ikameli numunelere kıyasla daha yüksek iken 28-56 günde YFC ikameli numuneler kontrol numunelerini geçmiştir. 5x10 cm boyutundaki macun dolgu numuneleri bütün kür sürelerinde ve karışım özelliklerinde daha yüksek dayanım (%6-65) ve ultrasonik hız (%6,5'a kadar) üretmiştir. Ayrıca kür süresinin artmasıyla birlikte numuneler arasındaki dayanım farkı azalmıştır. Dayanım ve ultrasonik hız arasında güçlü korelasyon katsayısına sahip doğrusal bir ilişki elde edilmiştir. Elde edilen sonuçlar emniyetli ve ekonomik bir dolgu tasarımı için numune boyutunun önemini ortaya koymuştur.

ABSTRACT: In this study, cemented paste backfill (CPB) samples in plastic cylinders with dimensions of 10x20 cm and 5x10 cm, included copper tailings provided from Kastamonu-Küre mineral processing plant were prepared using Portland cement (as control) and instead of Portland cement, as a replacement of it, 20% blast furnace slag (BFS) and perlite (P) were applied separately. At the end of 7-56 days of curing period, unconfined compressive strength (UCS) and ultrasonic pulse velocity (UPV) tests of samples were practiced and effect of sample size on the strength and ultrasonic properties of CPB was investigated. While the strength and ultrasonic properties of control samples at early curing times (7-14 days) were higher than samples prepared with BFS and P, samples prepared with BFS were exceeded the control samples at 28-56 days. CPB samples with 5x10 cm produced higher UCSs (6-65%) and UPVs (up to 6.5%) than those of 10x20 cm at all curing times and mixture properties. Additionally, the strength gap between small and large samples decreased with increasing curing time. It was obtained that there is a linear relationship having a strong correlation coefficient between UCS and UPV. These findings presented the importance of sample size for reliable and economic paste backfill design.

1 GİRİŞ

Türkiye’de, endüstriyel süreçlerin sonucu olarak cüruf, uçucu kül ve silis dumanı vb. büyük miktarlarda endüstriyel atıklar ortaya çıkmaktadır. Büyük miktardaki bu endüstriyel atıklar zehirli

metaller içerdiğinden dolayı yüksek derecede tehlikeli özelliğe sahip oldukları için sık sık atık yönetimi problemleri oluşturmaktadır (Türkel, 2006; Alp vd., 2008). Sıkı düzenlemeler, atık depolama sahalarının sınırlı olması ve güvenli depolama veya uzaklaştırma işlemleri maliyetleri

göz önüne alındığında, bu tür zararlı atıkların mineral katkı maddesi olarak beton ve macun dolguda kullanılması uygun maliyetli bir atık yönetimi ve ayrıca teknik, ekonomik ve çevresel faydaları açısından sülfürlü atıklardan oluşan macun dolgu için pratik bir öneme sahip olabilir (Erçikdi vd., 2009). Tariq & Nehdi (2007) Portland çimentosuna ikame olarak belli miktarlarda endüstriyel atık malzemeler kullanıldığında, bu ürünlerin, daha fazla CSH üretmek için su varlığında çimentonun hidratasyonu reaksiyonları tarafından üretilen serbest kalsiyum hidroksit ile tepkimeye girerek hem dolgunun dayanım ve duraylılığını arttırdığını hem de dolgu maliyetlerini düşürüp, atıklardan kaynaklanabilecek çevresel problemleri azalttığını belirtmiştir.

Genel olarak ağırlıkça %75-85 katı oranına ve ince boyuta sahip cevher zenginleştirme atıklarının, katı miktarına göre ağırlıkça %2-9 oranında bağlayıcı ve istenen katı oranını (%70-80) ve akışkanlığı (16,51-21,59 cm slamp) sağlamak için ilave edilen karışım suyunun homojen olarak karıştırılmasıyla oluşan bileşim macun dolgu olarak adlandırılmaktadır (Yılmaz vd., 2013; Erçikdi vd., 2014). Dolgunun kısa ve uzun dönem performansı (dayanım ve duraylılık açısından) yeraltına taşınması ve üretim boşluklarına yerleştirilmesi açısından dolguyu oluşturan (atık, bağlayıcı ve karışım suyu) bileşenlerin fiziksel, kimyasal ve mineralojik özellikleri oldukça önem arz etmektedir.

Çimentolu macun dolgunun kalitesini belirleyen en önemli parametreler, tek eksenli basınç dayanımı (TEBD) ve duraylılık (uzun dönemde fiziksel ve kimyasal etkilere karşı bütünlüğünü koruması) özellikleridir. Dolgunun yeraltındaki işlevine göre, dolgunun istenen limit dayanım değerleri farklılık arz edilmektedir. Örneğin, Pratikte, maden operatörlerinin yeraltında güvenli bir şekilde çalışabilmesi ve üretim yapılan bölge etrafındaki dolgunun duraylılığını koruyabilmesi için 28 günlük kür süresi sonunda macun dolgunun yeterli (TEBD $\geq 1,0$ MPa) dayanıma sahip olması istenmektedir (Yumlu, 2001). Ayrıca yeraltındaki üretim boşluklarına yerleştirilen macun dolgunun daha erken kür sürelerinde dayanım kazanması madencilik işlemlerinin kısılmasına yardımcı olmaktadır.

Ultrasonik P- dalga hızı (UPV) yöntemi ucuz, hasarsız, kolay ve güvenilir olması nedeniyle hem laboratuvar hem de arazi koşullarında beton ve kayaç numunelerinin mekanik (dayanım) özelliklerini değerlendirmek için maden, inşaat ve geoteknik mühendisliğinde son yıllarda kullanılan en yaygın yöntemlerden birisidir.

Ultrasonik P- dalga hızının bilinmesiyle, P- dalga hızı ile mekanik dayanım arasında ilişki kurularak malzemenin mekanik özelliklerindeki değişimler değerlendirilebilmektedir (Chou vd., 2011). Ultrasonik P- dalga hızı yönteminin kullanımıyla ilgili birçok çalışma bulunmaktadır. Karpuz & Paşamehmetoğlu (1997) Ankara andezitinin ayrışma derecesini belirlemek için ultrasonik P- dalga hızı yöntemini kullanmıştır. Diğer araştırmacılar kaya kütlelerinde patlatma-parçalanma verimliliğini (Young vd., 1985; Turk&Dearman, 1987) ve kayaçların termal iletkenliğini (Özkahraman vd., 2004) belirlemek için laboratuvar P- dalga hızı testleri yapmışlardır. Ayrıca Ultrasonik P- dalga hızı testi, maden tüneli etrafındaki gerilme dağılımının ve tünel kazısından kaynaklı zarar görmüş bölgelerin boyutlarının tahmininde kullanılmıştır (Wright vd., 2000). Galaa vd. (2011), %3 ve %5 bağlayıcı oranında hazırladıkları macun dolgu örneklerini ultrasonik P- dalga hızı testine tabi tutmuşlar ve bağlayıcı oranı ve kür süresi arttıkça ultrasonik P- dalga hızının arttığını belirtmişlerdir.

Son yıllarda macun dolguyu oluşturan bileşenlerin özelliklerine ve yeraltı kür koşullarının dolgu performansına (mekanik dayanım ve duraylılık vb.) olan etkilerine yönelik çok sayıda çalışma yapılmasına rağmen ultrasonik P- dalga hızı testleri ile dolaylı olarak dayanım tahminine ve numune boyutunun dayanım ve ultrasonik özelliklere etkisine yönelik yeterli çalışma bulunmamaktadır. Bu çalışmada numune boyutunun iki farklı mineral katkı maddesi (yüksek fırın cürufu ve perlit) içeren ve aynı boy/çap oranına (2:1) sahip farklı numune boyutlarında hazırlanan macun dolgu numunelerinin basınç dayanımı ve ultrasonik P- dalga hızına etkisi detaylı olarak incelenmiştir.

1.1 Numune boyutunun önemi

Kaya ve çimento içerikli (beton ve dolgu) malzemelerin mekanik performansının numune boyutu tarafından etkilendiği gözlemlenmiştir. Kayalarda numune boyutu arttıkça, bir diğer ifade ile numune hacmi arttıkça, içerisinde bulunan muhtemel mikro çatlak ve zayıflık düzlemlerinin arttığı ve dayanımın düştüğü ifade edilmiştir (Brace, 1981; Hoek, 2001). Darlington vd. (2011), numune boyutunun betonun dayanımına etkisini araştırmak için boy/çap oranı 2:1 olan 6,35x12,7 cm ve 8,35x16,7 cm boyutlarında beton numuneleri hazırlamışlar ve 28 günlük kür süresi sonunda gerçekleştirilen tek eksenli basınç dayanım testine göre 6,35x12,7 cm boyutundaki numuneler

yaklaşık %10 daha fazla dayanım ürettiğini belirlemişlerdir. Benzer şekilde Felekoğlu & Türkel (2005), numune boyutunun beton örneklerinin dayanımına etkisini araştırmak amacıyla boy/çap oranı 2:1 olan 10x20 cm (çap x boy) ve 15x30 cm boyutunda numuneler hazırlayarak tek eksenli basınç dayanımı testine tabi tutmuştur. 28 günlük kür süresi sonunda 10x20 cm boyutundaki numunelerin, 15x30 cm boyutundaki numunelere kıyasla %3,6-21,8 daha fazla dayanım ürettiğini ve bunun küçük boyutlunumunelerde “çeper etkisi” nedeniyle iri agregra tanelerinin askıda kalması (kalıba sürtünmeden dolayı) sonucu oluşan düşük kompaksiyondan kaynaklandığını belirtmiştir. Ayrıca iri taneli malzemelerin boyutu, şekli (yuvarlak ve köşeli olması) ve kenetlenme derecelerinin de dayanım kazanımında etkili olduğu bilinmektedir.

Çimentolu macun dolgu numunelerinin tek eksenli basınç dayanımı genellikle 10x20 cm (çap x boy) boyutundaki silindirik numunelerden elde edilmektedir (Benzazoua vd., 1999; Hassani vd., 2001; Kesimal vd., 2004; Tariq & Nehdi, 2007; Fall vd., 2008; Yılmaz vd., 2009; Erçikdi vd., 2010; Cihangir vd., 2012; Yin vd., 2012). Ayrıca tesis uygulamalarında da maden operatörleri macun dolgu karışım dizaynını 10x20 cm boyutundaki numuneden elde ettikleri dayanım sonuçlarına göre yapmaktadırlar (Landriault & Deneka, 2000; Benzazoua vd., 2005; Kesimal vd., 2012). Son yıllarda bazı araştırmacılar (Klein & Simon, 2006; Fall & Pokharel, 2010; Fall vd., 2010) kullanılan atık malzeme miktarını ve iş yükünü azaltmak için boy/çap oranı 2:1 olan 5x10 cm boyutundaki numuneleri dayanım testine tabi tutmaktadırlar. Ancak araştırmacılar numune boyutunun kaya ve betonda olduğu gibi çimentolu macun dolgu dayanımı üzerinde de etkisinin olabileceğini göz önünde bulundurmamışlardır. Benzer şekilde yeraltından alınan macun dolgu karot örneklerinin boy/çap oranı 2:1 olmasına karşın boyutu küçük (NX boyutlu) olabilmektedir. Erçikdi vd. (2014) boy/çap oranı 2:1 olan 10x20 cm ve 5x10 cm boyutlu numune kaplarını kullanarak farklı karışım özelliklerinde (bağlayıcı oranı, su-çimento oranı vb.) macun dolgu numuneleri hazırlamış ve numune boyutunun dayanım ve ultrasonik özelliklere etkisini incelemişlerdir. Sonuçlara göre; 7-56 gün boyunca 5x10 cm boyutlu numunelerin daha yüksek dayanım (%69’a kadar) ve ultrasonik hız (%7,45’e kadar) ürettiği belirtilmiştir. Ayrıca Yılmaz vd. (2013), numune boyutunun çimentolu macun dolgu dayanımına etkisini incelemek için

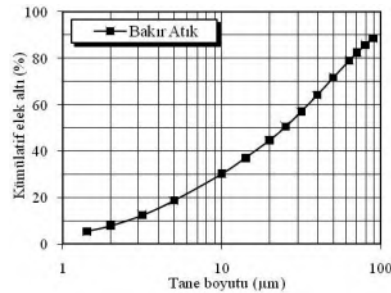
boy/çap oranı 2:1 olan 10x20 cm ve 5x10 cm (çap x boy) boyutundaki silindirik numune kaplarını kullanarak farklı karışım özelliklerinde (bağlayıcı tipi ve oranı, su-çimento oranı vb.) macun dolgu numuneleri hazırlamışlardır. Yapılan dayanım testlerine göre, bütün kür sürelerinde (7-56 gün) 5x10 cm boyutundaki numunelerin 10x20 cm boyutlu numunelere kıyasla daha yüksek dayanım ürettiğini belirlemişlerdir. Benzer olarak, Revell (2004), numune boyutunun çimentolu macun dolgu dayanımına etkisini araştırmak amacıyla boy/çap oranı 2:1 olan 10x20 cm ve 4x8 cm boyutundakisilindirik numune kaplarını kullanarak %6 bağlayıcı oranında numuneler hazırlamış ve 7-28 günlük kür sürelerinde dayanım testine tabi tutmuştur. 4x8 cm boyutundaki numuneler 10x20 cm boyutundaki numunelere kıyasla %6-10 oranında (7 ve 28 günlük) daha yüksek dayanım üretmiştir.

2 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

2.1 Atık malzeme

Atık malzeme (bakır atık), Eti Bakır Kastamonu – Küre işletmesi cevher zenginleştirme tesis çıkışından alınmış ve 500 kg kapasiteli varillere doldurularak KTÜ Macun Dolgu Laboratuvarına getirilmiştir. Atığın bakır atık olarak isimlendirilmesinin sebebi, cevher hazırlama-zenginleştirme süreçleri boyunca konsantr olarak bakırın kazanılması ve kalan piritçe zengin değersiz kısmın atık barajına depolanmasıdır.

Atık malzemenin Malvern Mastersizer ile yapılan tane boyut dağılımı analizi sonucuna göre 20µm altı malzeme miktarı %44,79 olarak belirlenmiştir (Şek. 1). 20µm altı malzeme miktarına göre bakır atığın orta boyutlu macun dolgu malzemesi (-20µm: %35-60) sınıfına girdiği belirlenmiştir.



Şekil 1. Atık malzemenin tane boyu dağılımı

Atık malzemenin kimyasal bileşimini belirlemek için spektrofotometre ve atomik adsorbsiyon spektrometre (AAS) yöntemleri kullanılmış ve sonuçlar Çizelge 1'de verilmiştir. Atık malzemenin kimyasal bileşimine bakıldığında baskın olarak demir (III) oksit (Fe_2O_3), silisyum dioksit (SiO_2) minerali bulunduğu ve sülfür (S) içeriğinin yüksek olduğu görülmektedir.

Atık malzemenin X- ışınları difraktometre (XRD) cihazı kullanılarak elde edilen mineralojik bileşimine bakıldığında genel olarak bütün atıklar içerisinde kuvars, muskovit, albit, klorit gibi silikat grubu minerallerinin ve baskın olarak pirit (FeS_2) mineralinin bulunduğu görülmektedir.

Çizelge 1. Atık malzemenin kimyasal ve fiziksel bileşimi

Özellikler	Bakır atık (%)
Kimyasal bileşim	
SiO_2	19,83
Al_2O_3	5,59
Fe_2O_3	45,43
MgO	2,30
CaO	2,20
Na_2O	0,36
K_2O	0,29
TiO_2	0,39
P_2O_5	0,03
MnO	0,07
Cr_2O_3	0,023
Kızdırma kaybı	22,7
Toplam	99,21
Sülfür içeriği (S^{2-}) (%)	29,12
Pirit içeriği (FeS_2) (%)	54,60
Fiziksel özellikler	
Özgül ağırlık (g/cm^3)	3,87
Özgül yüzey alanı (cm^2/g)	3110
Eğrilik katsayısı	1,14
$(C_c=(D_{30})^2/(D_{10} \times D_{60}))$	
Üniformluk katsayısı	14
$(C_u=(D_{60}/D_{10}))$	

2.2Bağlayıcı malzeme

Deneyisel çalışmalarda bağlayıcı malzeme olarak; Akçansa çimento fabrikasından temin edilen Portland çimento (CEM I 42,5R) kullanılmıştır. Kullanılan bağlayıcı malzemenin kimyasal, fiziksel ve mineralojik özellikleri Çizelge 2'de verilmiştir. Bağlayıcı malzeme (CEM I 42,5R) fiziksel açıdan yeterli inceliğe ($\geq 3000 \text{ cm}^2/\text{g}$) sahiptir.

Bağlayıcı malzemelerin asit ve sülfat etkisine karşı direnç göstermesinde, bağlayıcı malzemelerin fiziksel, kimyasal ve mineralojik özellikleri (C_3A , $\text{C}_3\text{S}/\text{C}_2\text{S}$ ve SiO_2/CaO oranı) önemli rol oynamaktadır. Yüksek C_3A içeriği, $\text{C}_3\text{S}/\text{C}_2\text{S}$ oranı ve düşük SiO_2/CaO oranına sahip bağlayıcı

malzemelerin asit ve sülfat etkisine karşı dayanıksız olduğu belirtilmektedir (Hossain & Lachemi, 2006; Şahmaran vd., 2007). Bu bağlamda kullanılan Portland çimentosunun (CEM I 42,5R) 28 günlük mekanik dayanımının yüksek olmasına karşın yüksek C_3A içeriğine ve düşük SiO_2/CaO oranına sahip olmasından dolayı asit ve sülfat etkisine karşı dayanıksız olabileceği olasıdır. Sülfür içeriği yüksek atıklardan üretilen macun dolguda asit ve sülfat etkisi nedeniyle oluşabilecek duraylılık kaybını engellemek için C_3A içeriği düşük veya mineral katkı maddesi (cüruf vb.) içeren bağlayıcıların kullanılması önerilmektedir. Ayrıca bağlayıcı malzeme içerisine çeşitli mineral katkı maddelerinin direkt olarak katılması yoluyla da bu sorunlara çözüm bulunabilmektedir.

Çizelge 2. Bağlayıcı ve mineral katkı malzemelerinin kimyasal, fiziksel ve mineralojik bileşimleri

Özellikler	CEM I 42,5R (%)	Yüksek Fırın Cürufu (%)	Perlit (%)
Kimyasal bileşim			
SiO_2	20,57	40,44	73,32
Al_2O_3	4,81	11,67	13,27
Fe_2O_3	3,67	0,66	1,22
MgO	1,35	6,00	0,06
CaO	65,27	36,42	0,84
Na_2O	0,41	0,28	4,09
SO_3	2,97	1,62	-
K_2O	0,85	1,25	4,40
TiO_2	0,45	1,01	0,02
P_2O_5	0,13	<0,01	0,01
MnO	0,11	2,01	0,06
Cr_2O_3	0,075	0,007	0,003
Serbest CaO	1,19	-	-
Kızdırma kaybı	2,1	0,20	0,70
Reaktif SiO_2	-	39,25	-
Toplam	99,90	99,87	100,03
Fiziksel özellikler			
Özgül ağırlık (g/cm^3)	3,14	2,89	2,34
Özgül yüzey (cm^2/g)	4335	4550	4260
Mineralojik bileşim			
C_3S	58,44	-	-
C_2S	14,95	-	-
C_3A	6,54	-	-
C_4AF	11,16	-	-

2.3Mineral katkı malzemeleri

Deneyisel çalışmalarda kullanılan yüksek fırın cürufu, Kardemir demir-çelik fabrikasından, perlit ise Erper Erzincan Maden İşletmesi'nden temin edilmiştir. Kullanılan mineral katkı malzemelerinin fiziksel ve kimyasal özellikleri Çizelge 2'de verilmiştir. Katkı malzemelerinin özgül ağırlık deneyleri 100 ml'lik piknometreler kullanılarak ASTM C 128-97 (2002) standartlarına uygun olarak yapılmıştır. Malzemelerin kimyasal

analizleri Kanada’da bulunan ACME laboratuvarlarında yaptırılmıştır.

2.4 Numunelerin hazırlanması

Atık malzeme (bakır atık), bağlayıcı (Portland çimentosu) malzeme ve karışım suyu kullanılarak %7 bağlayıcı oranı ve 19,05 cm slapta macun dolgu numuneleri hazırlanmış ve daha sonra %80

Çizelge3. Macun dolgu numunelerinin hazırlanmasında kullanılan deneysel çalışma koşulları

Bağlayıcı tipi	Katı oranı, (KO) ¹ , Ağr. %	Bağlayıcı oranı(BO) ² , Ağr. %	Su/çimento oranı(w/c) ³	İkame oranı Ağr. %	Slamp (cm)	Numune sayısı	
						5x10 cm	10x20 cm
CEM I 42,5R				0		12	12
YFC	77,25	7,0	4,21	20 (%80 CEM I 42,5R)	19,05	12	12
PERLİT				20 (%80 CEM I 42,5R)		12	12

$$1 KO = \frac{100 \times (M_{(Kuru-Atık)} + M_{(Kuru-Bağlayıcı)})}{M_{(Kuru-Atık)} + M_{(Kuru-Bağlayıcı)} + M_{Su}}, 2 BO = \frac{100 \times (M_{(Kuru-Bağlayıcı)})}{M_{(Kuru-Bağlayıcı)} + M_{(Kuru-Atık)}}, 3 w/c = \frac{M_{Su}}{M_{(Kuru-Bağlayıcı)}}, (M: Ağırlık)$$

nem oranına ve 20°C sıcaklığa sahip macun dolgu kür odasında 7, 14, 28 ve 56 günlük kür sürelerinde bekletilmiştir. Bağlayıcı malzeme (çimento) karışıma, deneylerde kullanılan slamp değerlerine karşılık gelen katı oranlarına göre hesaplanarak ilave edilmiştir. Macun dolgu karışımının istenen akışkanlığa (kıvama) gelmesi için karışım içerisine gerekli miktarda musluk suyu ilave edilmiştir. Karışımın (atık malzeme, bağlayıcı ve su) homojen bir şekilde hazırlanması için 20,8 lt kapasiteli Univex SRMF 20 model mikser kullanılmıştır. Karıştırma işlemi 105 devir/dk’lık dönme hızında 7 dakika süreyle yapılmıştır. Macun dolgu numunelerinin hazırlanmasında kullanılan deneysel çalışma koşulları Çizelge3’de verilmiştir.



Şekil 2. Macun dolgu numunelerinin görünümü

Her bir kür süresi için 3 adet 5x10 cm boyutunda ve 3 adet 10x20 cm boyutunda olmak üzere numune boyutunun mineral katkı maddesi ikameli dolgunun dayanım ve ultrasonik

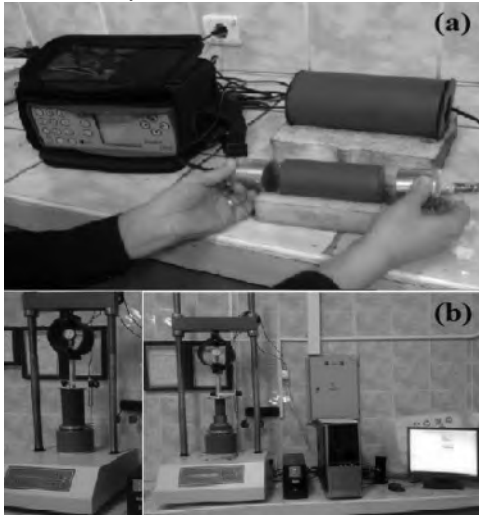
özelliklerine etkisini araştırmak amacıyla toplam 72 adet macun dolgu numunesi hazırlanmıştır. Hazırlanan macun dolgu karışımı 5x10 cm ve 10x20 cm (çap x boy) boyutlarındaki drenajlı silindirik numune kalıplarına dökülmüştür ve kalıpların drenaj koşulları aynıdır (Şek. 2).

2.5 Ultrasonik P- dalga hızı testi

Her iki boyutta (5x10 cm ve 10x20 cm) hazırlanan toplam 72 silindirik macun dolgu numunesinin ultrasonik P- dalga hızı testleri, önceden belirlenen kür süreleri (7, 14, 28 ve 56 gün) sonunda ASTM C 597 (2009) standartlarına uygun olarak 0,1 µs hassaslıkta sinyal süresine ve 54 kHz sinyal frekansına sahip Pundit-Plus model test cihazı ile yapılmıştır (Şek.3a). Test işleminden önce numunelerin alt ve üst yüzeyleri düzeltilerek temizlenmiş ve pürüz kalmamasına özen gösterilmiştir. Numunelerin boyu (uzunluk) 0,1 mm hassaslığa sahip kumpas ile ölçülerek kaydedilmiştir. Daha sonra ölçüm yapılacak numunenin alt ve üst yüzeyleri ile alıcı ve gönderici jeofon arasında sağlıklı bir bağlantı kurmak ve hava boşluklarını engellemek için jeofonların yüzeyleri vazelin ile kaplanmıştır. Test yöntemi olarak daha güvenli olduğu ve doğru sonuçlar verdiği için doğrudan iletim (geçiş) tekniği kullanılmış ve numunelere temas ettirilen gönderici ve alıcı jeofonlara herhangi bir baskı uygulanmamıştır. Alınan okumalar sonucunda en düşük geçiş süresi test sonucu olarak kaydedilerek ultrasonik P- dalga hızı belirlenmiştir (Trtnik vd., 2009).

2.6 Tek eksenli basınç dayanımı testi

Macun dolgu numunelerinin tek eksenli basınç dayanımı testi önceden belirlenen kür süreleri sonunda yük kapasitesi 50 kN ve 0,5 mm/dk'lık bir yükleme hızına sahip ELE marka bilgisayar kontrollü basınç ve deformasyon ünitesinde ASTM C 39 (2012) tarafından önerilmiş yöntemle göre gerçekleştirilmiştir (Şek.3b). Her iki boyuttaki silindirik numunelerin boy/çap oranı = 2/1 olup, numunelerin alt ve üst yüzeyleri deney öncesi düzeltilmiştir. Her bir boyut ve kür süresi için 3 adet numune test edilmiş ve sonuçlar bu numunelerden elde edilen değerlerin ortalaması olarak alınmıştır.



Şekil 3. Ultrasonik P- dalga hızı (a) ve tek eksenli basınç dayanımı testi (b)

3 BULGULAR VE TARTIŞMA

3.1 Numune boyutunun dayanım özelliklerine etkisi

Macun dolgu karışımı içerisinde bağlayıcı eklemenin temel sebebi dolgunun dayanımını arttırmak ve duraylılığını sağlamaktır. Bununla birlikte bağlayıcı özellikleri ve dozajı çimentolu macun dolgunun kısa ve uzun dönem performansını muazzam derecede etkiler (Benzaazoua vd., 2002; Kesimal vd., 2005; Erçikdi vd., 2009). Macun dolguda en çok kullanılan bağlayıcı olan Portland çimentosu, özellikle sülfür içeriği yüksek atıklarda kullanıldığında sülfat ataklara karşı dirençsiz olmasından dolayı düşük performans göstermektedir (Benzaazoua vd.,

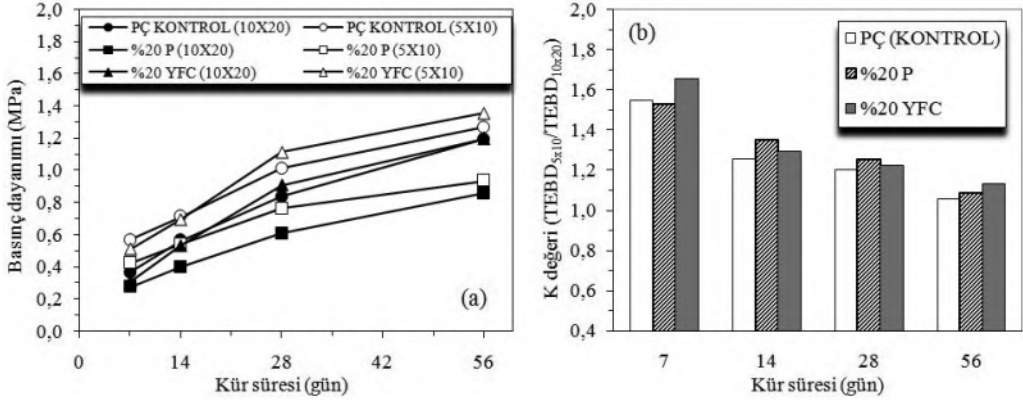
1999; Kesimal vd., 2004). Buna karşın doğal ve yapay puzolanların (yüksek fırın cürufu ve perlit vb.) Portland çimentosu yerine belirli miktarlarda ikame edilmesiyle hem Portland çimentosunun sülfat ataklara karşı direnci artırılabilir hem de bağlayıcı maliyetleri düşürülebilir (Erçikdi vd., 2009).

Şekil 4a'dabakır atık kullanılarak %7 bağlayıcı oranında, sadece Portland çimentosu (kontrol numunesi) ve Portland çimentosuna ağırlıkça %20 oranında ayrı ayrı YFC ve P ikame edilerek boy/çap oranı 2:1 olan 10x20 cm ve 5x10 cm boyutlarında hazırlanan çimentolu macun dolgu numunelerinin 7-56 günlük kür süresi sonundaki tek eksenli basınç dayanımı sonuçları verilmiştir. Beklenildiği üzere, karışım tipinden bağımsız olarak kür süresinin artmasıyla birlikte her iki numune boyutunda da dayanım kazanımının arttığı görülmektedir. Her iki numune boyutunda, en yüksek dayanımı yüksek fırın cürufu ikameli numuneler, en düşük dayanımı ise perlit ikameli macun dolgu numuneleri üretmiştir. Kontrol numunelerinin erken kür sürelerinde (7-14 gün) dayanım kazanımı YFC ve P ikameli numunelere kıyasla daha yüksek olmasına karşın ilerleyen kür sürelerinde (28-56 gün) YFC ikameli dolgu numunelerinin, kontrol numunelerinin dayanım değerlerini yakalayıp geçtiği açıkça görülmektedir. Türkmen vd. (2010) yaptıkları çalışmada Portland çimentosuna %10, %20 ve %30 YFC ikameli beton numunelerinin %100 Portland çimentosu ile hazırlanan numunelere kıyasla 7 günde daha düşük, 28 ve 90 günde ise daha yüksek basınç dayanımı ürettiğini belirtmiştir. Bunun nedeni olarak mineral katkı malzemelerinin numunelerin hidratasyon ısısını düşürdüğü ve dayanım kazanımı için daha uzun kür sürelerine ihtiyaç duyulduğu gösterilmektedir (Demirboğa vd., 2004). P ikameli dolgu numunelerinin basınç dayanımları ise 7-56 gün boyunca kontrol numuneleri ve YFC ikameli numunelere göre daha düşük çıkmıştır (Şek. 4a). Bu durum, perlit gibi bazı mineral katkı maddelerinin yüksek hidratasyon sıcaklıklarında puzolanik aktivitelerinin artacağından dolayı düşük hidratasyon sıcaklıklarına sahip numunelerde puzolanik etkinliklerinin ortaya çıkmamasından kaynaklandığı söylenebilir. Ayrıca perlitin basınç dayanımı kazanımına olumlu etki etmemesinin sebebi kullanılan malzemenin zayıflığından da kaynaklanabilir (Türkmen & Kantarcı, 2007).

Karışım tipinden bağımsız olarak, 5x10 cm boyutuna sahip macun dolgu numuneleri, 10x20 cm boyutlu numunelere kıyasla daha yüksek basınç dayanımı üretmiştir (Şek.4a). Kaya ve beton gibi malzemelere göre daha homojen bir yapıda olan ve

her iki numune (10x20 cm ve 5x10 cm) belirgin bir farklılık olmamasına rağmen numune boyutunun artmasıyla birlikte örnek içerisinde mikro boşluklar ve zayıflık düzlemleri gibi kusurların olma olasılığı artmaktadır. Yükleme devam edildikçe numune içinde var olan mikro-kusurlar çevresinde gerilme birikimleri oluşmakta,

deformasyonun artmasıyla bu kusurlar büyümekte ve kırılma düzlemi/düzlemleri oluşarak malzeme yenilmektedir. Dolayısıyla numune boyutu büyüdüğünde artan mikro-kusurlar boyunca deformasyonlar oluşmaya başlayacak ve malzemenin daha kolay yenilmesine yol açacaktır (Ünver, 2012; Yılmaz vd., 2013).



Şekil 4. Numune boyutunun yüksek fırın cürufu ve perlit ikameli macun dolgunun dayanımına etkisi (a) ve k değerleri (b)

Pratikte, maden operatörlerinin yeraltında güvenli bir şekilde çalışabilmesi ve üretim yapılan bölge etrafındaki dolgunun duraylılığını koruyabilmesi için 28 günlük kür süresi sonunda macun dolgunun yeterli ($TEBD \geq 1,0$ MPa) dayanıma sahip olması istenmektedir (Yumlu, 2001). Bu çalışmada 28 gün sonunda istenen basınç dayanımına sadece 5x10 cm boyutlu numuneler kullanılarak hazırlanan kontrol numunelerinde ($TEBD: 1,012 \geq 1,0$ MPa) ve YFC ikameli ($TEBD: 1,114 \geq 1,0$ MPa) numunelerde ulaşılmıştır.

5x10 cm boyutlu numunelerin dayanım değerlerinin 10x20 cm boyutlu numunelerin dayanım değerlerine bölünmesiyle ($TEBD_{5x10} / TEBD_{10x20}$) elde edilen k değerleri incelendiğinde (Şek. 4b), 5x10 cm boyutundaki numunelerin 10x20 cm boyutlu numunelere kıyasla 1,06-1,65 kat daha yüksek dayanım ürettiği görülmektedir.

Ayrıca iki farklı numune boyutu arasındaki dayanım farkının 7-14 günlük kür sürelerinde fazla, 28-56 günde ise daha az olduğu görülmektedir. Küçük (5x10 cm) numuneler daha düşük nem içeriğine sahip olduğu ve daha hızlı kurduğu için erken kür sürelerinde daha yüksek dayanım kazanımı meydana geldiği düşünülmektedir. Buna karşın büyük (10x20 cm) numunelerin hacminden dolayı başlangıçta daha yavaş kurmasından dolayı 7-14 günlük kür sürelerinde dayanım kazanımı daha az olmak ve dayanım farkı artmaktadır.

İlerleyen kür sürelerinde ise büyük numunelerin de nem içerikleri azaldığı için dayanım farkı erken kür sürelerine kıyasla daha düşük seviyede olmaktadır.

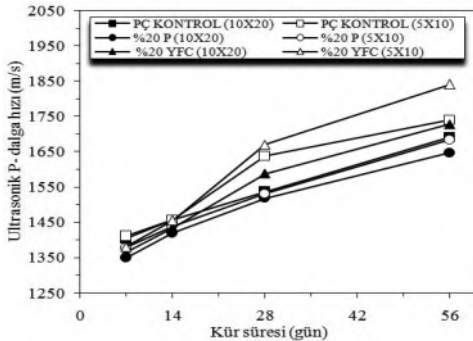
3.2 Numune boyutunun ultrasonik özelliklere etkisi

Mineral katkı malzemelerinin ultrasonik P- dalga hızı üzerindeki etkisini incelemek için bakır atık kullanılarak %7 bağlayıcı oranında sadece Portland çimentosu (kontrol numunesi) ve Portland çimentosuna ağırlıkça %20 oranında ayrı ayrı YFC ve P ikame edilerek boy/çap oranı 2:1 olan iki farklı numune boyutunda (10x20 cm ve 5x10 cm) hazırlanan silindirik macun dolgu numunelerinin 7-56 günlük kür süresi aralığındaki ultrasonik P- dalga hızı sonuçları Şekil 5'de gösterilmektedir.

Macun dolgu örneklerinin ultrasonik P-dalga hızları numune boyutundan ve karışım tipinden bağımsız olarak, kür süresinin artmasıyla paralel olarak artmıştır. Bağlayıcı hidrasyonu ile oluşan C-S-H jelleri atık taneleri arasındaki boşlukların dolmasını ve macun dolgu örneklerinin sertlik kazanmasını sağlar. Ayrıca dolgu numunesinin sertlik kazanma gelişimine dolgunun kendi ağırlığı ile konsolide olması (sıkışması), kuruması ve bünyesindeki suyun buharlaşması katkıda bulunabilir (Gala vd., 2011; Yılmaz, 2013). Tüm karışım tiplerinde, küçük boyutlu örnekler, büyük

boyutlu numunelere kıyasla %6,5'a kadar daha yüksek ultrasonik P-dalga hızına ulaşmıştır.

Şekil 5'e bakıldığında sadece Portland çimentosu (kontrol numunesi) ile hazırlanan macun dolgu numunelerinin ultrasonik P- dalga hızları erken kür sürelerinde (7-14 gün) YFC ve P ikameli dolgu örneklerine kıyasla daha yüksek çıkmıştır. Bunun sebebi, Portland çimentosunun kimyasal bileşiminden dolayı erken kür sürelerinde daha hızlı bir hidratasyon süreci geçirmesi ve daha fazla hidratasyon ürününün meydana gelmesi olabilir (Yılmaz, 2013). YFC ikameli dolgu numunelerinin ultrasonik P- dalga hızları 7-56 günlük kür süresi boyunca doğrusal (düzenli) olarak artmış ve ilerleyen kür sürelerinde (28-56 gün) ise kontrol numunelerinin ultrasonik P- dalga hızlarını geçmiştir. Buna karşın kontrol numunelerinin hızları daha yavaş seyretilmiştir. Türkmen vd. (2010) beton numuneleri üzerinde yapmış olduğu çalışma sonucunda benzer sonuçlar elde etmiştir. Bu durum Portland çimentosuna ikame edilen puzolanların (YFC vb.) hidratasyon ısısını düşürmesinden dolayı hidratasyon sürecinin yavaş fakat artarak devam etmesi ile açıklanabilir (Demirboğa vd., 2004). Ayrıca YFC ikameli dolgu numunelerinin ilerleyen kür sürelerinde (28-56 gün) ultrasonik P- dalgasının kontrol numunelerine kıyasla daha hızlı geçmesi, YFC'nin puzolanlık özelliğinden dolayı dolgu numunesi içerisindeki boşlukları doldurması ve dolgunun sertlik kazanımı ile açıklamak mümkündür. Perlit ikameli dolgu numunelerinin ise ultrasonik P- dalga hızları bütün kür sürelerinde kontrol ve YFC ikameli numunelere göre daha düşük seyretilmiştir. Bunun sebebi olarak perlitin yüksek hidratasyon sıcaklıklarında puzolanlık aktivite özelliğine sahip olması ve daha uzun kür süresine ihtiyaç duyması gösterilebilir.

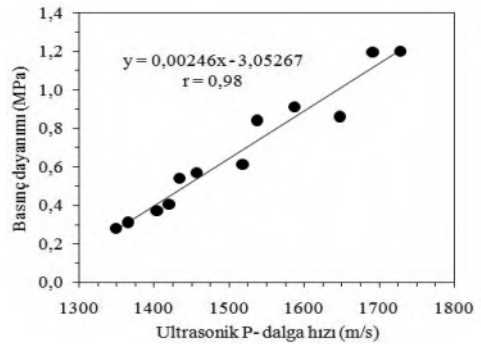


Şekil 5. Numune boyutunun YFC ve P ikameli macun dolgunun ultrasonik P- dalga hızına etkisi

3.3 TEBD ile UPV arasındaki ilişki

Literatürde, kaya numuneleri ve çimento içerikli malzemelerin tek eksenli basınç dayanımı (TEBD) ile ultrasonik P- dalga hızları (UPV) arasındaki ilişkiyi belirlemek için bir çok korelasyon (bağıntı) tasarlanmış ve ortaya konulmuştur (Demirboğa vd., 2004; Trtnik vd., 2009). Bu çalışmada, bakır atık kullanılarak 7-56 günlük kür sürelerinde büyük boyutlu (10x20 cm) macun dolgunumunelerinden elde edilen tek eksenli basınç dayanımı ile ultrasonik P- dalga hızı sonuçları istatistiksel olarak analiz edilmiş ve Şekil 6'da gösterilmiştir.

Örneklerin basınç dayanımı ile ultrasonik P- dalga hızı arasındaki ilişkiyi belirlemek için doğrusal ($y=ax+b$), logaritmik ($y=a \pm \ln x$), üstel ($y=ae^{bx}$), polinom ($ax^2 + bx \pm c$) ve üs ($y=ax^b$) metotları kullanılmış ve en iyi sonucun doğrusal ilişki metoduyla sağlandığı belirlenmiştir. Ayrıca iki değişken (TEBD - UPV) arasındaki ilişkinin önemli (uyumlu) olup olmadığını belirlemek için Pearson korelasyon katsayısı (r), Microsoft Excel vasıtasıyla hesaplanmıştır. Şekil 6'ya bakıldığında, basınç dayanımının artmasıyla birlikte lineer olarak ultrasonik P- dalga hızı artmıştır ve oldukça yüksek korelasyon katsayısı ($r=0,98$) elde edilmiştir. Sonuç olarak laboratuvar ortamında hazırlanan numuneler üzerinde yapılan testlere göre basınç dayanımı ile ultrasonik P- dalga hızı arasında güçlü bir ilişki olduğu belirlenmiştir.



Şekil 6. Tek eksenli basınç dayanımı ile ultrasonik P- dalga hızı arasındaki ilişki

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada boy/çap oranı 2:1 olan farklı numune boyutuna (10x20 cm ve 5x10 cm) sahip silindirik numune kapları kullanılarak sadece Portland çimentosu (kontrol) ile ve Portland

çimentosuna ayrı ayrı %20 YFC ve P ikame edilerek hazırlanan silindirik numunelerin macun dolgu dayanımına ve ultrasonik P- dalga hızına etkisi araştırılmıştır. Genel olarak tüm karışım tiplerinde kür süresinin artmasıyla basınç dayanımı ve ultrasonik P- dalga hızı artış göstermiştir. Kontrol numunelerinin erken kür sürelerinde (7-14 gün) basınç dayanımı ve ultrasonik P- dalga hızı, yüksek fırın cürufu ve perlit ikameli macun dolgu numunelerine kıyasla daha yüksek olmasına rağmen 28-56 günlük kür sürelerinde YFC ikameli dolgu numunelerinin, kontrol numunelerinin dayanım değerlerini yakalayıp geçtiği açıkça görülmektedir. Bununla birlikte P ikameli dolgu numunelerinin basınç dayanımı ve ultrasonik P- dalga hızları bütün kür sürelerinde kontrol ve YFC ikameli numunelere göre daha düşük seviyede seyretmiştir. Genel olarak bütün kür sürelerinde ve karışım özelliklerinde küçük boyutlu (5x10 cm) numunelerin daha yüksek basınç dayanımı (%6-65) ve ultrasonik P- dalga hızı (%6,5'a kadar) ürettiği belirlenmiştir. Ayrıca tek eksenli basınç dayanımı ile ultrasonik P- dalga hızı arasında doğrusal bir ilişki olduğu anlaşılmış ve yüksek korelasyon katsayısı elde edilmiştir.

Sonuç olarak, YFC ikamesinin hem dolgunun mekanik performansı üzerinde olumlu etkileri olduğu açıkça tespit edildiğinden dolayı dolgu tasarımı kullanımı ile bağlayıcı maliyetlerinde azalma sağlanacaktır. Ayrıca 5x10 cm boyutlu numuneler ile hazırlanan macun dolgu dizaynlarına göre istenen mekanik dayanım için daha az çimento kullanımının yeterli olacağı görülmüştür. Ancak daha önce 10x20 cm boyutundaki numunelerden elde edilen sonuçlara göre dolgu tasarımı yapılan endüstriyel işletmelerde dolgunun performansı farklı boyutlardaki numunelerle değerlendirilirse yanıltıcı sonuçlar ortaya çıkabilecektir. Bu durumda yeryüzünde küçük çaplı göçük vb. bazı sorunlarla karşılaşılacak ve sonuç olarak hem iş gücü kayıpları hem de üretim veriminin azalması gibi işletmeyi olumsuz etkileyebilecek problemler olacaktır. Bu nedenle emniyetli ve ekonomik bir dolgu uygulaması açısından numune boyutunun dayanım üzerine etkisi göz ardı edilmemelidir.

KAYNAKLAR

- ASTM C 128-97, 2002 Standard test method for density, relative density (specific gravity), and absorption of fine aggregate, Annual Book of ASTM Standards, American Society of Testing Material.
- ASTM C 597, 2009. Standard test method for pulse velocity through concrete. Annual Book of ASTM Standards, American Society of Testing Material.
- ASTM C 39, 2012. Standard test method for compressive strength of cylindrical concrete specimens. Annual Book of ASTM Standards, American Society of Testing Material.
- Alp, İ., Deveci, H. ve Süngün, H., 2008. Utilization of flotation wastes of copper slag as raw material in cement production, Journal of Hazardous Material, 159 (2-3), 390-395.
- Benzaazoua, M., Ouellet, J., Servant, S., Newman, P. ve Verburg, R., 1999. Cementitious backfill with high sulfur content: physical, chemical and mineralogical characterization, Cement Concrete Research, 29 (5), 719-725.
- Benzaazoua, M., Belem, T. ve Bussiere, B., 2002. Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill, Cement Concrete Research, 32 (7), 1133-1144.
- Benzaazoua M., Yilmaz E., Belem T., Bussière B. ve Bordeleau H. 2005. Laboratory investigation of cemented paste backfill samples made of mill tailings from Garpenberg Sulfide Mine, Sweden. Final Technical Report, Outokumpu Technology Ab, Boliden Mineral Ab, 16 pp.
- Brace, W.F., 1981. The effect of size on mechanical properties of rock, Geophysical Research Letters, 8, (7), 651-652.
- Chou, CL., Chouteau, M. ve Benzaazoua, M., 2011. Laboratory characterization of mining cemented rockfill by NDT methods: Experimental Set up and Testing. Proceedings of the International Symposium on Nondestructive Testing of Materials and Structures, Istanbul, Turkey, 935-942.
- Cihangir, F., Ercikdi, B., Kesimal, A., Turan, A. ve Deveci, H., 2012. Utilization of alkali-activated blast furnace slag in paste backfill of high-sulphide mill tailings: Effect of binder type and dosage, Minerals Engineering, 30, 33-43.
- Darlington, W.J., Ranjith, P.G. ve Choi, S.K., 2011. The effect of specimen size on strength and other properties in laboratory testing of rock and rock-like cementitious brittle materials, Rock Mechanics and Rock Engineering, 44, 513-529.
- Demirboğa, R., Türkmen, İ. ve Karakoç, M.B., 2004. Relationship between ultrasonic velocity and compressive strength for high-volume mineral-admixed concrete, Cement and Concrete Research, 34 (12), 2329-2336.
- Erçikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H. ve Alp, İ., 2009. Utilization of industrial waste products as pozzolanic material in cemented paste backfill of high sulphide mill tailings, Journal of Hazardous Materials 168 (2-3) 848-856.
- Erçikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H. ve Alp, İ., 2010. Effect of natural pozzolans as mineral admixture on the performance of cemented paste backfill of sulphide-rich tailings, Waste Management Research, 28 (5), 430-435.

- Erçikdi, B., Yılmaz, T. ve Külekci, G., 2014. Strength and ultrasonic properties of cemented paste backfill, *Ultrasonics*, 54 (1), 195-204.
- Fall, M., Benzaazoua, M. ve Saa, E.G., 2008. Mix proportioning of underground cemented tailings backfill, *Tunneling and Underground Space Technology*, 23 (1), 80-90.
- Fall, M. ve Pokharel, M., 2010. Coupled effects of sulphate and temperature on the strength development of cemented tailings backfill: Portland cement-paste backfill, *Cement and Concrete Composites*, 32 (10), 819-828.
- Fall, M., Celestin, J.C., Pokharel, M. ve Toure, M., 2010. A contribution to understanding the effects of curing temperature on the mechanical properties of mine cemented tailings backfill, *Engineering Geology*, 114 (3-4), 397-413.
- Felekoğlu, B. ve Türkel, S., 2005. Effects of specimen type and dimensions on compressive strength of concrete, *Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi*, 18 (4), 639-645.
- Galaa, A.M., Thompson, B.D., Grabinsky, M.W. ve Bawden, W.F., 2011. Characterizing Stiffness Development in Hydrating Mine Backfill Using Wave Measurements, *Canadian Geotechnical Journal*, 48 (8), 1174-1187.
- Hassani, F.P., Ouellet, J. ve Hossein, M., 2001. Strength development in underground high sulphate paste backfill operation, *Canadian Institute of Mining, Metallurgy and Petroleum*, 94, 1050, 57-62.
- Hoek, E., 2001. Rock engineering course notes by Evert HOEK, http://www.rockscience.com/education/hoek_corner, 09 Ağustos 2012.
- Hossain, K.M.A. ve Lachemi, A., 2006. Performance of volcanic ash and pumice based blended cement concrete in mixed sulphate environment, *Cement and Concrete Research*, 36 (6), 1123-1133.
- Karpuz, C. ve Paşamehmetoğlu, A.G., 1997. Field characterisation of weathered Ankara andesites, *Engineering Geology*, 46 (1), 1-17.
- Kesimal, A., Yılmaz, E. ve Erçikdi, B., 2004. Evaluation of paste backfill test results obtained from different size slumps with varying cement contents for sulphur rich mill tailings, *Cement Concrete Research*, 34 (10), 1817-1822.
- Kesimal, A., Yılmaz, E., Erçikdi, B., Deveci, H. ve Alp, İ., 2005. Effect of properties of Tailings and binder on the short- and long-term strength and stability of cemented paste backfill, *Material. Letters*, 59 (28), 3703-3709.
- Kesimal, A., Deveci, H., Erçikdi, B., Cihangir, F., İzki, M., ve Baki, H., 2012. Evaluation of paste backfill performance of different mill tailings in Küre copper mine, Project report, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Trabzon, 42 pp.
- Klein, K. ve Simon, D., 2006. Effect of specimen composition on the strength development in cemented paste backfill, *Canadian Geotechnical Journal*, 43, 310-324.
- Landriault, D. ve Deneka, E., 2000. Comparison laboratory study of Cayeli Mine's Clastic ore and Spec ore tailings in paste form, Golder PasteTec Project Report, Ontario, Canada, 23pp.
- Revell, B., 2004. Paste-how strong is it?, *Proceedings of The 8th International Symposium with Backfill*, Beijing, China, 286-294.
- Özkahraman, H.T., Selver, R. ve Işık, E.C., 2004. Determination of the Thermal Conductivity of Rock from P-wave Velocity, *International Journal of Rock Mechanics and Mining*, 41, 703-708.
- Şahmaran, M., Kasap, O., Duru, K. ve Yaman, İ.O., 2007. Effects of mix composition and water-cement ratio on the sulphate resistance of blended cements, *Cement and Concrete Composites*, 29 (3), 159-167.
- Tariq, A. ve Nehdi, M., 2007. Developing durable paste backfill from sulphidic tailings, *Waste and Resource Management*, doi: 10.1680/warm.2007.160.4.155, 155-166.
- Trtnik, G., Kavčič, F. ve Turk, G., 2009. Prediction of concrete strength using ultrasonic pulse velocity and artificial neural networks, *Ultrasonics*, 49 (1), 53-60.
- Türkel, S., 2006. Long-term compressive strength and some other properties of controlled low strength materials made with pozzolanic cement and Class C fly ash, *Journal of Hazardous Materials*, 137 (2) 261-266.
- Türkmen, İ. ve Kantarcı, A., 2007. Effects of expanded perlite aggregate and different curing conditions on the physical and mechanical properties of self-compacting concrete, *Building and Environment*, 4, 22378-2383.
- Türkmen, İ., Öz, A. ve Aydın, A.C., 2010. Characteristics of workability, strength and ultrasonics pulse velocity of SCC containing zeolite and slag, *Scientific Research and Essays*, 5 (15), 2055-2064.
- Turk, N. ve Dearman, W.R., 1987. Assessment of grouting efficiency in a rock mass in terms of seismic velocities, *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 36 (1), 101-108.
- Ünver, B., 2012. Kişisel görüşme. Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, Ankara.
- Wright, C., Walls, E.J. ve Carneiro, D.J., 2000. The Seismic Velocity Distribution in the Vicinity of a Mine Tunnel at Thabazimbi, South Africa. *Journal of Applied Geophysics*, 44 (4), 369-382.
- Yılmaz, E., Benzaazoua, M., Belem, T. ve Bussiere, B., 2009. Effect of curing under pressure on compressive strength development of cemented paste backfill, *Minerals Engineering*, 22 (9-10), 772-785.
- Yılmaz, T., İzki, M. ve Erçikdi, B., 2013. Numune Boyutunun Macun Dolgu Dayanımına Etkisi, Türkiye 23. Uluslararası Madencilik Kongresi ve Sergisi, Nisan, Antalya, Bildiriler Kitabı, 525-535.
- Yılmaz, T., 2013. Numune boyutunun macun dolgu dayanımına ve ultrasonik P- dalga hızına etkisi, Yüksek Lisans Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon, 91 s.
- Yin, S., Wu, A., Hu, K., Wang, Y. ve Zhang, Y., 2012. The Effect of solid components on the rheological and

- mechanical properties of cemented paste backfill, Minerals Engineering, 35, 61–66.
- Young, R.P., Hill, J.J., Bryan, I.R. ve Middleton, R., 1985. Seismic Spectroscopy in Fracture Characterization, Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology, 18, 459–479.
- Yumlu, M., 2001. Backfill practices at Cayeli Mine. Proceedings of the International Mining Conference, Ankara, Turkey, 333–339.

Bağlayıcı türünün macun dolgu gözenekliliğine etkisi

The effect of binder type on porous structure development of paste backfill

F. Cihangir, B. Erçikdi, A. Kesimal & H. Deveci

Karadeniz Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, Trabzon

Y. Akyol, S. Ocak & M. Kurtuluş

Karadeniz Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon

ÖZET: Macun dolgu malzemesi, cevher zenginleştirme işlemleri sonrasında açığa çıkan ince boyutlu maden tesis atıkları, bağlayıcı madde ve su karışımından oluşan ağırlıkça %75-85 katı oranında macun kıvamında homojen yapıya sahip bir malzemedir. Macun dolguda yaygın olarak kullanılan yüksek Ca içerikli normal Portland çimentosu asit ve sülfat etkilerine karşı dayanıksızdır. Macun dolguda sülfürlü mineraller içeren maden tesis atıkları kullanılması durumunda, yüksek gözenekli yapısı ve nem içeriğinden dolayı asit ve sülfat etkileri nedeniyle dayanım ve duraylılık kayıpları meydana gelmektedir. Bu çalışmada bağlayıcı dizaynının, macun dolgu dayanımının yanında gözenekliliğine etkisi araştırılmıştır. Bağlayıcı olarak normal Portland Çimentosu ve alkali aktive yüksek fırın cürufu çimentosu kullanılmıştır. Bağlayıcı dizaynına bağlı olarak gözenek çapının küçültülmesi ile birlikte aynı bağlayıcı oranı için toplam gözenek miktarının yaklaşık %16 oranında azaltılabileceği görülmüştür.

ABSTRACT: Paste backfill (PB) is an engineered mixture of filtered mill tailings, water and binder such as cement. PB contains 75% to 85% solids by weight having a desired consistency as paste. Calcium rich binders such as ordinary Portland cement (Cem I 42.5R) commonly used by mine operators in PB is known to be particularly prone to acid and sulphate attack. Mill tailings can contain sulphide minerals such as pyrite. When such tailings was used, strength losses and stability problems may occur due to the acid and sulphate attack stemming from high moisture content and porous structure of PB materials. In the present study, the effect of binder design on strength development and porous structure of paste backfill materials were studied. Ordinary Portland cement and alkali activated slag (AAC) were used as binders. Based on the binder type, the porous diameter was seen to decrease. In addition, total porosity can be reduced by about 16%.

1 GİRİŞ

Yer altı madencilik çalışmaları sonucu yeraltında oluşan boşluklar çimentosuz pasa dolgusu, çimentolu pasa dolgusu, kaya dolgusu, hidrolik dolgu ve macun dolgu malzemeleriyle doldurularak emniyetli çalışma ortamları ve platformları oluşturulmaktadır. Dolgu malzemeleri aynı zamanda kullanıldıkları bölge ve dizayn özelliklerine göre tahkimat görevi de üstlenmekte, böylece zemin hareketlerine de (göçme vb.) engel olmaktadır. Macun dolgu yöntemiyle flotasyon atıklarının çok büyük bir kısmının (~%70) yeraltında depolanması mümkün olmaktadır. Böylece flotasyon atıkları dolgu malzemesi olarak değerlendirilirken bu atıkların etkili bir şekilde yönetilmesi de mümkün olmaktadır.

Macun dolgu; cevher zenginleştirme işlemleri sonrası ortaya çıkan maden tesis atıkları, amaca

bağlı olarak % 3-9 oranında bağlayıcı madde ve su karışımından oluşan, %70-85 oranında nihai katı oranında ve uygun kıvamda (7.0-8.5 slamp) bir malzemedir. Dolgu bileşenlerinden her biri, macun dolgunun kısa ve uzun dönemdeki dayanımını, duraylılığını, nakliyesini ve boşluklara yerleştirilmesi gibi işlenebilirlik özelliklerini önemli derecede etkilemektedir.

Macun dolguda genellikle normal Portland çimentosu kullanılmaktadır. Ancak yüksek CaO içeriğinden dolayı, sülfürlü mineral içeren tesis atıkları kullanıldığında, doğal olarak oluşan asit ve sülfat etkilerine karşı dayanıksızdır. Bu yüzden dolgu işlemlerinde mineral katkılar içeren Portland kompoze çimentolar kullanılmaktadır. Bu durumda da dayanım kayıplarının engellenemediği ve bağlayıcı miktarlarının artırılması yoluna gidildiği görülmüştür (Erçikdi vd. 2009a.b-2010).

Bununla birlikte son yıllarda, puzzolanik mineral maddelerin alkali kimyasallar ile aktifleştirilerek çimentoya alternatif olarak kullanılması giderek yaygınlaşmaktadır. Macun dolguda normal Portland çimentosuna (CEM I 42.5R) alternatif olarak alkali aktive yüksek fırın cürufalarının (AAS) kullanılması durumunda, zenginleştirme prosesleri nedeni ile yüksek sülfat içeren tesis atıklarının kullanıldığı agresif ortamlarda (DIN 4030) ve kendiliğinden asit ve sülfat üreten ortamlardaki kimyasal korozyonlara karşı 5 kata kadar yüksek dayanım sonuçlarının elde edildiği dolgu malzemeleri üretilebilmektedir (Cihangir, 2012). Bu durumun bağlayıcı kimyasından kaynaklanan hidrasyon ürünü yapısı ve macun dolguda gözenekli yapıya bağlı olarak gelişen asit ve sülfat etkileri olmak üzere iki nedenden kaynaklandığı düşünülmektedir.

Bu çalışmada bir maden işletmesinden alınan flotasyon tesisi atıklarından değişik bağlayıcılarla hazırlanan macun dolgunun dayanımındaki ve gözenekli yapısındaki kısa dönemdeki değişim incelenmiştir. Bağlayıcı olarak normal Portland çimentosu ile sodyum hidroksit ve sodyum silikat kullanılarak aktifleştirilen yüksek fırın cürufu kullanılmıştır. Bağlayıcı dizaynına bağlı olarak dolgu malzemesinin gözenekli yapısındaki değişim civalı porozimetre kullanılarak izlenmiştir.

2 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

2.1 Malzeme ve metod

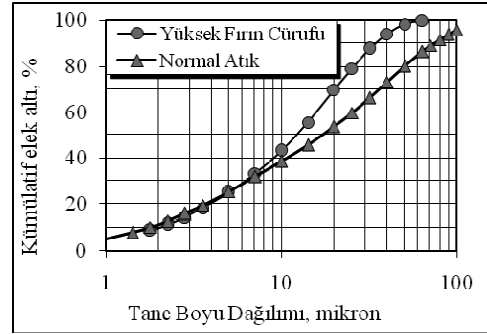
2.1.1 Atık malzemelerin karakterizasyonu

Bu çalışmada kullanılan atık malzeme, Rize'nin Çayeli ilçesindeki Çayeli Bakır İşletmeleri'nden temin edilmiştir. Atık malzeme, flotasyon işlemine tutulmuş bakır cevherinin zenginleştirildiği cevher zenginleştirme tesisinde, tükener çıkışından yaklaşık %60 katı oranında alınmış, daha sonra da laboratuvarı homojenizasyonu sağlanmıştır. Atık malzemenin tane boyu dağılımı analizi, Malvern Mastersizer Hydro 2000 MU marka tane boyu dağılımı ölçüm cihazı ile gerçekleştirilmiştir.

Şekil 1'de atık malzeme ve yüksek fırın cürufunun tane boyu dağılımları verilmiştir. Atık malzeme için 20 µm altı malzeme miktarı ağırlıkça %53.70'dir. Buna göre atık malzeme orta boyutlu atık sınıfına girmektedir (Landriault, 2001; Kesimal vd., 2010). Dolgu malzemesinin yeraltı üretim boşluklarına nakliyesi esnasında kıvrımını koruması ve arzu edilen akışkanlığa sahip olabilmesi için belli oranda suyu bünyesinde tutmasını sağlayacak koloidal yapı için atık malzemedeki 20 µm altı malzeme miktarının ağırlıkça en az %15 olması gerekmektedir.

Atık malzemenin tane boyut dağılımının, uniformluk (C_u) ve eğrilik katsayılarına (C_c) göre

oldukça iyi olduğu söylenebilir (Landriault, 2001). Atık malzemenin özgül ağırlığı 100 ml'lik piknometreler kullanılarak ASTM C 128-97 (2002) standartlarına göre elde edilmiştir (Çizelge 1).



Şekil 1. Atık malzemelerin tane boyut dağılımları

Atık malzemenin kimyasal analizi Kanada'da ACME kimyasal analiz laboratuvarlarında gerçekleştirilmiştir. Kimyasal analize göre malzemedeki S^{2-} (Sülfid Kükürdü) içeriğinin oldukça yüksek olduğu görülmektedir. Atık malzemeye ait bazı kimyasal ve fiziksel özellikler yukarıda Çizelge 1'de verilmiştir.

2.1.2 Bağlayıcı malzemelerin karakterizasyonu

Bu çalışmada, bağlayıcı olarak bir çimento fabrikasından normal Portland çimentosu (CEM I 42.5R) temin edilmiştir. CEM I 42.5R macun dolgu malzemelerinin testlerinde kontrol amaçlı olarak kullanılmıştır. Normal çimentoya alternatif bağlayıcı olarak ise alkali aktive yüksek fırın cürufu (AAS) kullanılmıştır. Yüksek fırın cürufu, Kardemir demir çelik fabrikasından temin edilmiştir.

Bağlayıcı malzemelerin özgül ağırlıkları 100 ml'lik piknometreler kullanılarak ASTM C 128-97 (2002) standartlarına göre elde edilmiştir. Malzemelerin özgül yüzey alanları ise blain (incelik) testleri ile belirlenmiştir. Bağlayıcı malzemelerin kimyasal analizleri de Kanada'da bulunan ACME laboratuvarlarında gerçekleştirilmiştir.

Bağlayıcı maddelerin kimyasal, fiziksel ve mineralojik analizleri Çizelge 2'de verilmiştir. Çizelge 2'den normal Portland çimentosunun CaO içeriğinin yüksek olduğu (%62,72) ve dolayısıyla sülfür içeriği yüksek atıklardan hazırlanacak macun dolguda asit ve sülfat etkilerine karşı dayanıksız olabileceği söylenebilir. Yüksek fırın

cürufunun ise kimyasal özellikleri esas alındığında asidik karakterli olduğu görülmüştür.

Yüksek fırın cürufalarının aktifleştirilmesinde modül oranı 2.0 (ağırlıkça $\text{SiO}_2/\text{Na}_2\text{O}$ oranı; $\text{Ms}=\text{SiO}_2/\text{Na}_2\text{O}$) olan sıvı sodyum silikat (LSS: $\text{Na}_2\text{O}.2\text{SiO}_2$) ve %99.5 saflıkta granüle sodyum hidroksit ($\text{SH}-\text{NaOH}$) kullanılmıştır. LSS, Ege

Kimyasalları Ltd. Şti.'den ve NaOH , Merck Kimyasalları'ndan temin edilmiştir. Aktifleştirme çalışmalarında modül oranı NaOH kullanılarak ayarlanmıştır. Deneysel çalışmalarda SH granülleri önce suda çözülmüş, daha sonra "atık malzeme, yüksek fırın cürufu ve su" karışım ortamına ilave edilmiştir.

Çizelge 1. Atık malzemelerin bazı fiziksel ve kimyasal özellikleri

Atık malzeme kimyasal bileşim	Değer (%)	Fiziksel özellikler	Değer
SiO_2	12.78	Özgül ağırlık	3.93
Al_2O_3	4.33	Özgül yüzey (cm^2/g)	3000
Fe_2O_3	46.32	D_{10}	1.757
CaO	2.55	D_{30}	6.464
MgO	2.37	D_{50}	17.157
TiO_2	0.09	D_{60}	25.478
Cr_2O_3	0.016	D_{90}	73.836
Na_2O	0.17	C_u	14.5
K_2O	0.25	C_c	2.88
MnO	0.11		
P_2O_5	0.09		
Kızdırma Kaybı	26.20		
$\text{S}^=$ (Sülfid Kükürdü)	30.09		
Toplam Kükürt	34.22		
Başlangıç pH değeri	9.17		
Başlangıç SO_4^{-2} değeri (ppm)	2500		

Çizelge 2. Bağlayıcı maddelerin fiziksel, kimyasal ve mineralojik özellikleri

Kimyasal bileşim	NPÇ (%)	YFC (%)	Fiziksel özellikler	NPÇ	YFC
SiO_2	19.93	39,62	Özgül ağırlık	3.16	2.92
Al_2O_3	5.12	11,38	Özgül yüzey (cm^2/g)	4170	4270
Fe_2O_3	3.13	0,68	90 μm elek bakiyesi (%)	-	-
CaO	62.72	36,15	45 μm elek bakiyesi (%)	2.33	3.78
MgO	2.59	5,87	32 μm elek bakiyesi (%)	7.65	9.17
TiO_2	0.26	0,98	Mineralojik bileşim composition		
Cr_2O_3	0.04	0,01	C_3S	59.62	-
Na_2O	0.28	0,29	C_2S	11.71	-
K_2O	0.69	1,19	C_3A	9.00	-
MnO	0.07	2,00	C_4AF	8.89	-
P_2O_5	0.11	<0,01	Puzolanik indeks (%)		
Serbest Kireç	2.96	-	7 gün	-	60.3
Kızdırma Kaybı	3.90	0.20	28 gün	-	86.0
SO_3	2.95	1.62			

2.2 Macun dolgu malzemelerinin hazırlanması ve dayanım testleri

Macun dolgu malzemeleri, tesis atıkları, karışım suyu, aktivatörler ve bağlayıcı malzemelerin, 20,8 litre kapasiteli bir mikserde (Univex SRMF20 Stand Model) karıştırılarak homojenleştirilmesiyle hazırlanmıştır. Karıştırma işlemi her dizayn için 105 devir/dk'lık dönme hızında 7 dakika süreyle yapılmıştır. Macun dolgu malzemelerinin başlangıç slampları yaklaşık 7.5 inç (190 mm) slamp olacak şekilde hazırlanmıştır.

Macun dolgu numuneleri %5 ve %7 bağlayıcı oranlarında hazırlanmıştır. Aktifleştirilmiş yüksek fırın cürufunun aktivatör dozajı (Na_2O) %8 ve sodyum silikatın modül oranı ($\text{SiO}_2/\text{Na}_2\text{O}$) 1.0 olarak seçilmiştir. Bağlayıcı oranı, dolgu dizaynında toplam katı miktarının (bağlayıcı+atık) ağırlıkça %'sidir. AAS bağlayıcılarda bağlayıcı faz (her bir farklı dizayn için kullanılan malzemeleri kapsayacak şekilde); cüruf, sodyum silikatın bileşenleri olan sodyum oksit (Na_2O) ve silisyum dioksit (SiO_2) ile sodyum hidroksit kombinasyonlarından oluşmaktadır. Normal Portland çimento için bağlayıcı faz ise, belirli bir

dizayn için dolgu bünyesindeki toplam katının ağırlıkça %'sidir. Dolgu dizaynlarında AAS ve normal Portland çimento için bağlayıcı fazları ağırlıkça eşittir (Cihangir vd. 2012). Bu çalışmada 56 günlük kür süresine kadar macun dolgu malzemelerinin dayanımları ve 56 gündeki gözeneklilikleri test edilmiştir. Macun dolgu malzemeleri 3 kür süresi için (14-28-56 gün-her bir kür süresinde 3 adet) tek eksenli basınç dayanım testleri ve civalı porozimetre testlerine tabii tutulmuştur. 3 farklı bağlayıcı tipi ve 2 farklı bağlayıcı oranı için $3 \times 2 \times 9 = 54$ adet ve 56 günlük kür süresinde civalı porozimetre testleri için 1'er adetten 6 adet olacak şekilde 100×200 mm boyutlarında toplam 60 numune hazırlanmıştır.

Numuneler sıcaklık ve nem kontrollü kür dolabında $20^\circ\text{C} \pm 0.5^\circ\text{C}$ kürleme işlemine tabii tutulmuştur (Şekil 2). Macun dolgu örneklerinin tek eksenli basınç dayanımı testleri, 50 kN yükleme kapasitesine sahip olan bilgisayar kontrollü basınç ve deformasyon ölçer ünitesinde 0.5 mm/dk sabit yükleme hızında ASTM C 39 standardında gerçekleştirilmiştir (Şekil 2). Dayanım kriteri olarak 28 gün sonunda 1 MPa eşik değeri olarak alınmıştır.



Şekil 2. Macun dolgu numunelerinin kür dolabında kür işlemine tabii tutulması

2.3 Gözeneklilik analizleri

Bu çalışmada macun dolgu numunelerinin gözeneklilik analizleri civalı porozimetre (Micromeritics Autopore IV 9410) kullanılarak ASTM D 4404 (2002) standardına göre gerçekleştirilmiştir. Numuneler deneysel çalışmalardan önce ağırlıkları sabit oluncaya kadar etüvde 60°C 'de 36 saat süreyle kurutulmuş ve nemden etkilenmemesi için desikatöre konularak soğutulmuştur. Daha sonra deneye tabii tutulan numuneler $0.003 \mu\text{m}$ 'lik gözeneklere Hg

intrüzyonunu sağlayacak şekilde $0-414 \text{ MPa}$ ($60,000 \text{ psi}$) aralığında hidrostatik basınç altında deneye tabii tutulmuştur. Deneysel çalışmalarda Hg yüzey çekimi 0.485 N/m ve Hg ile numune yüzeyleri arasındaki kontak açısı 130° olarak alınmıştır (Yılmaz, 2010). Bu çalışmada gözenek karakterizasyonu, Uluslararası Kuramsal ve Uygulamalı Kimya Sınıflaması Birliği'nin (IUPAC, 1972) çimentolu malzemeler için karakterize ettiği gözenek boyutu sınıflamasına göre yapılmıştır. Bu sınıflamada $0.002 \mu\text{m}$ 'den küçük çapa sahip gözenekler mini gözenek, $0.002-$

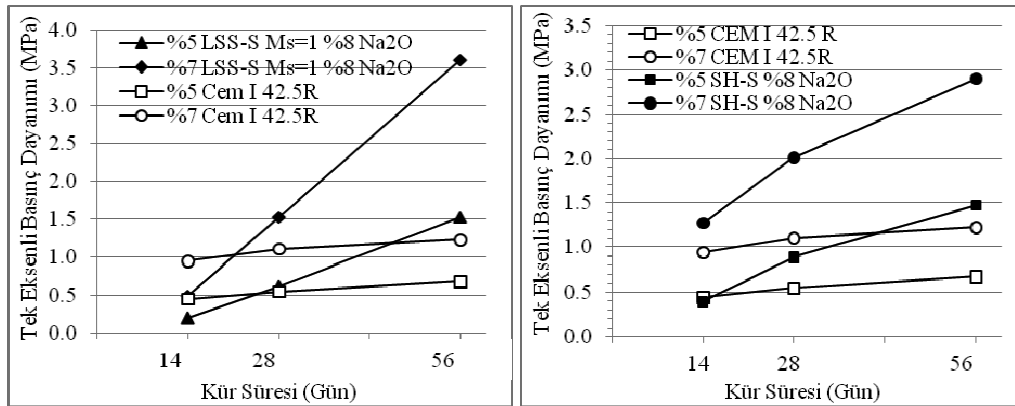
0.05 μm arası çapa sahip gözenekler orta boyutlu gözenek, 0.05 μm 'den büyük çapa sahip gözenekler ise büyük boyutlu gözenek olarak adlandırılmıştır. MIP testleri orta boyutlu ve büyük boyutlu gözenekleri ölçebilmektedir.

3 BULGULAR VE TARTIŞMA

3.1 Macun dolgu dayanım özellikleri

6 farklı bağlayıcıya ait macun dolgu numunelerinin tek eksenli basınç dayanımları Şekil 3'te verilmiştir. Sadece %7 bağlayıcı oranlarına sahip dolgu numunelerinin 28 günde hedeflenen 1.0 MPa eşik dayanım değerini sağladığı görülmüştür. Şekil

3'ten bağlayıcı oranının artması ile birlikte dayanım kazanımının da arttığı görülmektedir. Alkali aktive bağlayıcıların (AAS) 14 günlük kür süresine kadar çimentoya kıyasla biraz daha düşük dayanım ürettikleri, fakat 28 günden itibaren yüksek dayanım değerlerine ulaştıkları görülmektedir. %5 bağlayıcı oranında 56 gün sonunda AAS içeren dolgu numunelerinin dayanımları, %7 çimento içeren dolgu numunelerinin dayanım değerlerinin üzerinde elde edilmiştir. % 7 AAS içeren bağlayıcılar ise 56 gün sonunda çimento numunelerine oranla sodyum silikat ve sodyum hidroksit aktivatörleri için sırasıyla 2.95 ve 2.37 kat daha yüksek dayanımlar üretmiştir.



Şekil 3. Sodyum silikat (LSS) ve sodyum hidroksit ile hazırlanan numunelerin dayanımları

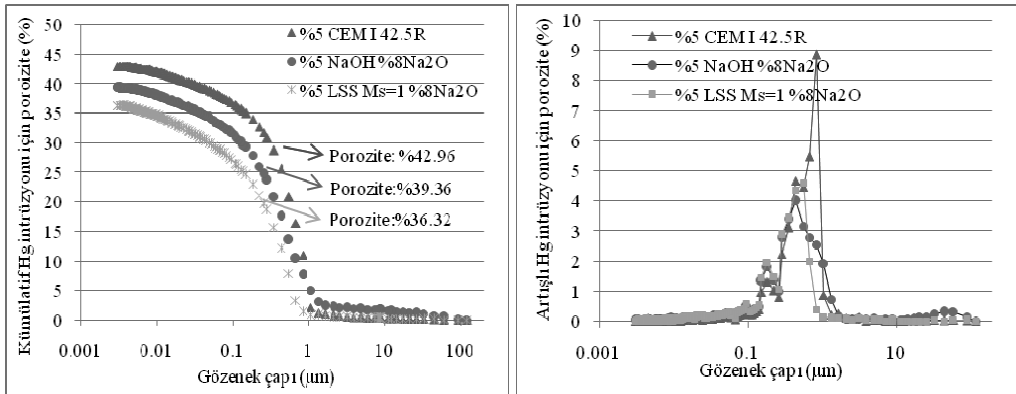
3.1 Macun dolgu numunelerinin gözeneklilik analizleri

AAS ve CEM I 42.5R kullanılarak hazırlanan numunelerin 56 günlük kür süresi sonundaki gözeneklilik analizlerine göre SH ile aktive edilen cüruf kullanılması durumunda dolgu örneklerinin gözeneklerinin çimentolu olanlara kıyasla %8.39, LSS kullanılması durumunda ise %15.46 oranında azaldığı görülmüştür (Şekil 4). %7 bağlayıcı oranında SH kullanıldığı durumda çimento ile kıyaslandığında gözeneklilik %10.4 azalmıştır. LSS kullanıldığı durumda ise gözenek miktarı %15.85 oranında azalmaktadır (Şekil 5).

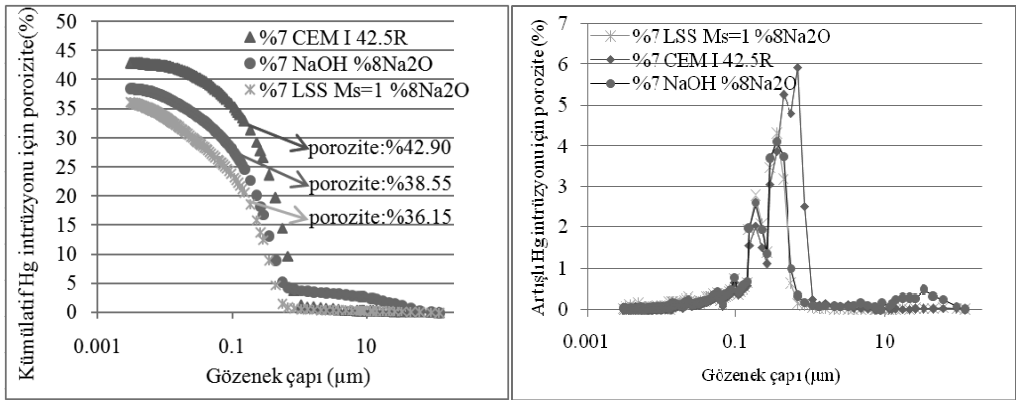
Macun dolgu tasarımı AAS kullanılması, numunelerin gözeneklerinin azalmasını ve gözenek çaplarının küçülmesini sağlamıştır.

CEM I 42.5R, SH ve LSS kullanılarak bağlayıcı oranının %5'ten %7'ye çıkarıldığı durumda aynı bağlayıcı türü için, numune gözeneklerinde sırasıyla %0.14, %2.06 ve %0.61 oranlarında azalma gerçekleştiği görülmüştür. Bu oranlar detersel açıdan çok önemli olmamakla birlikte, bağlayıcı oranının artırılması durumunda gözenekli yapının ne oranda ve doğrultuda değiştiğini gösteren önemli göstergelerdir. Ayrıca, bütün bağlayıcı tipleri için gözenekli yapıda az da olsa iyileşme olmasının daha yoğun bağlayıcı jel oluşmasından kaynaklandığı düşünülmektedir.

Bağlayıcı oranının artırılması orta boyutlu gözenek miktarını CEM I 42.5R için %3.56 oranında azaltırken, LSS ve NaOH için sırasıyla %38.66 ve %31.02 oranlarında artırmıştır (Çizelge 3 ve Çizelge 4).



Şekil 4. %5 bağlayıcı oranında NaOH, LSS ve CEM I 42.5R çimento için gözenek dağılımları



Şekil 5. %7 bağlayıcı oranında NaOH, LSS ve CEM I 42.5R çimento için gözenek dağılımları

Çizelge 3. %5 bağlayıcı oranında dolgu numunelerinin gözenek analizleri

Bağlayıcı kimyası	Orta boyutlu gözenek (%)	Büyük boyutlu gözenek (%)	Toplam gözenek (%)	Kritik gözenek çapı (μm)	Eşik gözenek çapı (μm)
CEM I 42.5R	4.21	38.75	42.96	0.83	2.09
LSS-S	6.44	29.88	36.32	0.55	1.62
NaOH	5.19	34.17	39.36	0.43	1.32

Çizelge 4. %7 bağlayıcı oranında dolgu numunelerinin gözenek analizleri

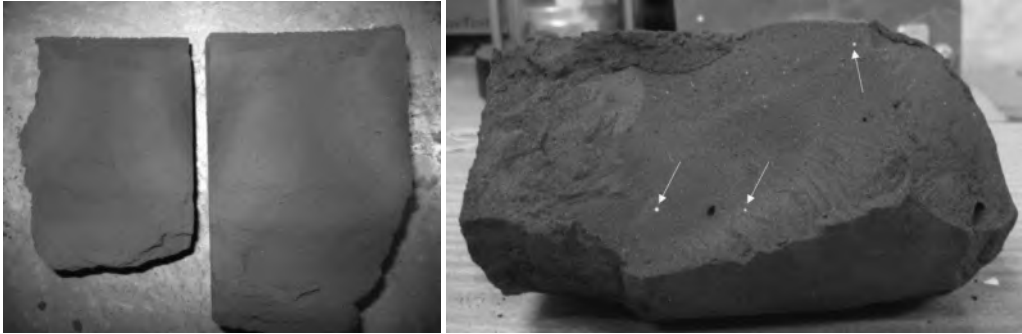
Bağlayıcı kimyası	Orta boyutlu gözenek (%)	Büyük boyutlu gözenek (%)	Toplam gözenek (%)	Kritik gözenek çapı (μm)	Eşik gözenek çapı (μm)
CEM I 42.5R	4.06	38.83	42.90	0.68	1.32
LSS-S	8.93	27.22	36.15	0.35	0.84
NaOH	6.80	31.75	38.55	0.35	0.67

Çizelge 3 ve Çizelge 4'e göre çimento içeren macun dolgu numunelerinde orta boyutlu gözenek miktarındaki artma olurken, AAS içeren numunelerde orta boyutlu gözenek miktarında azalma olduğu görülmüştür. Bu durumun, erken kür sürelerinde CEM I 42.5R çimentosunun AAS türü bağlayıcılara kıyasla farklı hidratasyon mekanizması nedeniyle daha erken sürede priz almaya başlamasından ve bu bağlayıcıların farklı yerleşme özelliklerine sahip olmasından kaynaklandığı düşünülmektedir. Çimento içeren malzemelerde hidratasyon mekanizması; çimento ile suyun birleşmesini takiben bağlayıcı jellerin oluşması ve bu jellerin sertleşmesi şeklindedir. AAS bağlayıcılarda hidratasyon mekanizması ise; başlangıçta mineral bağlarının kırılarak serbest iyonların oluşması, sonra bu iyonların birleşmesi ve yoğunlaşarak bağlayıcı jellerin oluşması ve en sonra da bu jellerin sertleşmesi şeklinde gerçekleşmesi şeklindedir.

Normal ve basınç altında konsolide macun dolgu numuneleri için bağlayıcı oranının artmasıyla toplam gözenek miktarında az oranda da olsa azalma ve gözenekli yapıda iyileşme olduğuna yönelik, bu çalışmada elde edilen bulgulara paralel sonuçların elde edildiği görülmüştür (Yılmaz vd. 2012; Ouellet vd. 2007).

Macun dolguda asit ve sülfat oluşumu, bünyesindeki pirit minerallerinin gözenekli yapı ve dolgu bünyesindeki nem nedeniyle bozunmasından kaynaklanmaktadır (Erçikdi vd. 2010; Cihangir vd. 2012). Gözenekli yapı ve boşluk özelliklerine bağlı olarak oksidasyon, numunenin dış çeperlerinden başlayarak iç kısımlara doğru ilerleyebilmektedir. Şekil 6'da normal Portland çimentosu içeren 360 günlük kür süresine ait bir macun dolgu numunesinde (solda) oksidasyonun numunenin iç kısımlarına doğru nasıl ilerlediği gösterilmiştir. Sağda ise yine 360 günlük kür süresine sahip AAS içeren bir numunede ikincil alçıtaşı oluşumu verilmiştir (Cihangir, 2011). Bu numunede oksidasyonun numunenin iç kısımlarına doğru ilerleyememesinin, AAS içeren numunelerin yapılarının daha kompakt olmasından (daha az ve küçük gözenekli) ve bağlayıcı ürünün hidratasyonu ile oluşan jellerin kimyasal özelliklerinden kaynaklandığı söylenebilir.

Macun dolguda Şekil 6'da özetlenen asit ve sülfat etkileri nedeniyle uzun dönemde dayanım kayıpları ve duraylılık problemleri meydana gelmektedir. Bu durum iş kazalarına ve çevre seyrilmelerine neden olmaktadır. Dolayısıyla macun dolguda AAS kullanılması durumunda gerek dayanım özelliklerinin, gerekse gözenekli yapının iyileştirilmesi mümkün görülmektedir.



Şekil 6. Normal çimento içeren macun dolgu numunesinde oksidasyonun ilerlemesi (solda), ve AAS içeren bir numunede oksidasyon nedeniyle oluşan sülfat iyonlarının oluşturduğu genleşici ikincil alçıtaşı (sağda)

5 SONUÇLAR

Erken kür sürelerinde çimento içeren numuneler daha erken ve yüksek dayanım kazanımı göstermiştir. Ancak ilerleyen kür sürelerinde aynı bağlayıcı oranlarındaki AAS numuneleri dayanım açısından çimento içeren örneklerden yaklaşık 2 ila 3 kata kadar daha yüksek dayanımlar üretmiştir.

Macun dolguda AAS kullanılması, gözenek miktarını yaklaşık %16 oranında azaltabilmekte ve

gözenekli yapıyı iyileştirmektedir. Bağlayıcı oranındaki artış, gözenek boyutlarında küçülme ve toplam gözenek miktarında az oranda da olsa azalma sağlamaktadır.

AAS türü bağlayıcıların kullanılması durumunda, macun dolgu jeoteknik özelliklerinin iyileştirilebileceği, dayanımı yüksek ve daha duraylı dolgu malzemelerinin üretilmesinin mümkün olacağı görülmektedir.

KATKI BELİRTME

Yazarlar, TÜBİTAK'a (112M378 No'lu proje) ve malzeme desteklerinden dolayı Eti Bakır A.Ş'ye, Çayeli Bakır İşletmeleri'ne, Karçimsa'ya, Aşkale Çimento Trabzon Şubesi'ne ve Ege Kimyasalları A.Ş'ye teşekkür eder.

KAYNAKLAR

- ASTM C39, 2002. Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens, Annual Book of American Standard of Testing Materials Standards, 04.02.
- ASTM C128-97, 2002. Standard test method for density, specific gravity, and absorption of fine aggregate. In: Annual Book of ASTM Standards, Vol. 04.01, ASTM International, West Conshohocken, PA, 45-52.
- ASTM D4404, 2002. Standard test method for determination of pore volume and pore volume distribution of soil and rock by mercury intrusion porosimetry. In: Annual Book of ASTM Standards, Vol. 04-08, ASTM International, West Conshohocken, PA, 582-586.
- Cihangir, F., 2011. Aktifleştirilmiş Yüksek Fırın Cürufu Yeni Nesil Bağlayıcıların Sülfürlü Atık İçeren Macun Dolguda Çimentoya Alternatif Olarak Kullanılabilirliği ve Mikroyapı Özellikleri, Doktora Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, 207 s.
- Cihangir, F., Erçikdi, B., Kesimal, A., Turan, A., Deveci, H., 2012. Utilisation of alkali-activated blast furnace slag in paste backfill of high-sulphide mill tailings: Effect of binder type and dosage. *Minerals Engineering*, 30, 33-43.
- Erçikdi, B., Kesimal, A., Cihangir, F., Deveci, H. ve Alp, İ., 2009a. Cemented Paste Backfill of Sulphide-Rich Tailings: Importance of Binder Type and Dosage, *Cement and Concrete Composites*, 31 (4), 268-274.
- Erçikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H. ve Alp, İ., 2009b. Utilization of Industrial Waste Products as Pozzolanic Material in Cemented Paste Backfill of High Sulphide Mill Tailings, *Journal of Hazardous Materials*, 168 (2-3), 848-856.
- Erçikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H. ve Alp, İ., 2010. Effect of Natural Pozzolans as Mineral Admixture on the Performance of Cemented Paste Backfill of Sulphide-Rich Tailings, *Waste Management and Research*, 28 (5), 430-435.
- IUPAC, 1972. Manual of symbols and terminology. Appendix 2, Part 1: Colloid and surface chemistry. *Journal of Pure Applied Chemistry*, 31 (1), 578-593.
- Kesimal, A., Deveci, H., Alp, İ., Erçikdi, B. ve Cihangir, F., 2010. Optimization of Paste Backfill Performance for Different Ore Types in Çayeli Copper Mine, Karadeniz Technical University, Mining Engineering Department, Revolving Fund Project, Trabzon, Turkey, 36 s.
- Landriault, D., 2001. Backfilling in Underground Mining, in: W.A. Hustrulid (Eds.), *Underground Mining Methods Engineering Fundamentals and International Case Studies*, SME, 15 s.
- Ouellet, S., Bussière, B., Aubertin, M., Benzaazoua, M., 2007. Microstructural evolution of cemented paste backfill: MIP results. *Cement and Concrete Research*, 37 (3), 1654-1665.
- Yılmaz, E., 2010. Investigating the hydrogeotechnical and microstructural properties of cemented paste backfill using the CUAPS apparatus, Doktora Tezi, University du Québec en Abitibi-Temiscamingue (UQAT), Canada, 432 pp.
- Yılmaz, E., Belem, T., Bussière, B., Benzaazoua, M., 2011. Relationships between microstructural properties and compressive strength of consolidated and unconsolidated cemented paste backfills, *Cement & Concrete Composites*, 33, 702-715.

Şırnak Kömür Madeni atık şeyl yığınlarının statik analizleri

Static analysis of Şırnak Coal Mine waste shale dumps

Y.İ. Tosun

Şırnak Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Müh. Böl.73000, Merkez-Şırnak

H. Ceylan

Süleyman Demirel Üniversitesi, Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, İnşaat Böl. 32200,

Çünür Isparta

ÖZET: Şırnak kömür madeni atık şeyl yığınları şehrin daha düzlük yerleşme alanının içerisinde kalmaktadır. Çevreye uygun olarak atık şeyl yığınlarının tasarımı ve reklamasyonu gerekmektedir. Bu nedenle şu andaki yığınların jeoteknik özellikleri, statik nitelikleri bu çalışmada ele alınmaktadır. Katı atık düzenli depolama sahalarının deprem, sel veya diğer statik ve dinamik tehlikelere göre kararlılık analizi işletmede gerekmektedir. Bu nedenle Şırnak ilinin civarındaki kömür maden atık yığınlarının çevreye duyarlı olarak değerlendirilmesi gerekir. Yığınların neden olabileceği potansiyel ve aktif heyelan sahaları incelenmiş, GEO 5 programı ile jeoteknik açıdan irdelemesi ve duraylılık analizleri yapılmıştır. S1, S2, S3 ve S4 no'lu yamaçların 1/1000 ölçekli topoğrafik haritaları arazi çalışmalarıyla hazırlanmış ve yığının yapısal kesitleri çıkarılmıştır. Yığından alınan zemin örnekleri üzerinde yapılan laboratuvar deneyleri ile yamaç molozunun fiziksel ve mekanik özellikleri; Efektif içsel sürtünme açısı (ϕ°) 17° - 22.5° , Efektif kohezyonu (c') 0.5 - 1.8 kg/cm², maksimum kuru birim hacim ağırlık 1.87 - 2.05 g/cm³, doymun birim hacim ağırlık 1.97 - 2.24 g/cm³, Tane birim hacim ağırlığı (γ_s) 2.47 - 2.60 g/cm³, Permeabilite katsayısı 4×10^{-4} - 5.5×10^{-4} cm/s, olarak belirlenmiş ve ayrıca tane dağılım testleri yapılmıştır. Yamaçların hazırlanan kesitlerinde, GEO 5 programında olası deneme kayma yüzeyleri irdelenmiştir. Yığın malzemenin belirlenen jeoteknik özellikleri de kullanılarak GEO5 programı ile Fellenius, Spencer, Bishop, Janbu ve Hoek-Bray yöntemleri aracılığı ile güvenlik katsayıları belirlenmiş ve hesaplanan değerlere göre S3 ve S4 no'lu yamaçların duraylı oldukları S1 ve S2 no'lu yamaçların ise duraysız durumda olduğu tespit edilmiştir.

ABSTRACT: Earth movements in the highly populated urban residential areas, can lead to high loss of life and greatly damage to buildings and other property forms at an important geological risk. For this reason, active and passive landslide areas should be identified; required measures to be taken of these areas must be determined by performing geotechnical investigations and stability analyses. Also landslide in making decisions on land development fields, especially in high-risk areas should not be allowed in urban construction. For this reason, the various districts of the province of Şırnak, active and potential landslide areas, mining and geotechnical stability analyses were conducted. The drilling and laboratory geotechnical engineering properties of materials are determined by experiments. S1, S2, S3 and S4 hillsides to develop landslide slopes 1/1000 scale topographic maps and geological field studies prepared by processing units on the map the geological cross-sections were prepared. By laboratory experiments carried out on soil samples taken from fields of physical and mechanical properties of slope dump; effective angle of internal friction (ϕ°) 17° - 22.5° , effective cohesion (c') 0.5 - 1.8 kg/cm², the maximum dry unit weight 1.87 - 2.05 g/cm³, the saturated unit weight 1.97 - 2.24 g/cm³, dry unit weight, (γ_s) 2.47 - 2.60 g / cm³, permeability coefficient of 1×10^{-4} - 6.5×10^{-4} cm / s. The particle distributions were determined. Geological sections were prepared, according to slopes, the geotechnical properties of the material is evaluated by the trial slip surfaces using the Fellenius, Bishop, and Hoek-Bray methods, Janbu method. The safety factors were determined and calculated according to the values the S1, S2 slopes were unstable hillsides and for S3and S4 slopes the conditions were found to show stable close.

1. GİRİŞ

Kitle hareketlerini tetikleyen başlıca faktörler yerçekiminin yanı sıra, kayan malzemenin jeolojisi, yağışlar, erozyon, deprem ve bitki örtüsü yoksunluğu olarak sıralanabilir. Kayma tehlikesinin belirlenmesinde ve gelecekte oluşabilecek dinamiklerin tahmin edilebilmesinde limit gerilme ve denge analizleri doğru sonuçlar vermektedir (Höek ve Bray, 1977; Lambe ve Whitman, 1969).

Yoğun yağışlar, sismik, yer altı su seviyesinde yaşanan değişimler, erozyon, iklim, ayırma gibi süreçler, topografyası kritik alanlarda yamaç kaymalarını tetikleyici doğal parametreleri oluşturur. Bu etkiler kayma gerilmesini artırır veya yamaç malzemesinin kayma direncini düşürür (Bishop, 1955; Höek, 1970). Yamaçlarda gelişen kentleşmenin getirdiği, konut, ticaret, sosyal alanların yaratılması ve alt yapı faaliyetleri gerçekleştirilmesi gibi kentsel kullanımların hayata geçirilmesi stabiliteyi bozabilmektedir.

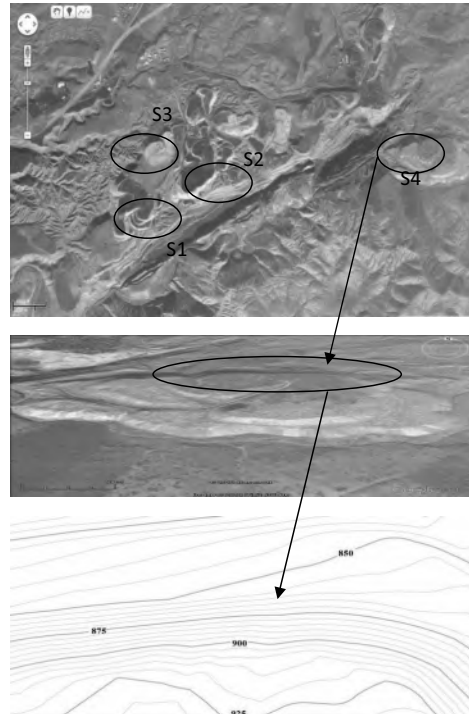
Özellikle gelişmekte olan ülkelerde, dağlık alanlardaki arazi topolojiye uygun olarak kullanılmamakta ve yanlış arazi kullanımı yamaç kayma olasılığını arttırmaktadır.

Her yıl çok ağır yaşam kayıplarına sebep olan, yarattıkları maddi hasar ise milyonlarca lirayı bulan yer kaymaları dünyada olduğu gibi Türkiye’de de en önemli jeoteknik tehlikelerden birisidir (Ulusay, 1982; Ulusay, 1989). Ülkede son yıllarda gelişen önemli heyelanlar, araştırmacılar (Ulusay, 1982, Paşamehmetoğlu, 1989, Anbalagan, 1992) tarafından farklı yöntemler ile araştırılmakta ve jeoteknik karakterleri ve oluşum süreçleri belirlenmektedir. Benzer jeoteknik şartlara sahip alanlar için araştırmacıların iki temel teorisi vardır (Ulusay, 1982, Güz 1987). Birisi, heyelanlar, geçmişte olduğu gibi aynı jeolojik, jeomorfolojik, hidrojeolojik, iklimsel şartlarda oluşurlar. Bir diğeri ise, heyelanların tipleri ve özellikleri de aynı olacaktır. Bundan dolayı geçmiş heyelanların mekanizmasını ve özelliklerini bilmek, gelecekte, komşu bölgelerde veya jeoteknik olarak benzer alanlarda gelişebilecek heyelanları değerlendirmek için önemli bir temel bilgi oluşturmaktadır. Özellikle gelişmekte olan ülkelerde, dağlık alanlardaki arazi topolojiye uygun olarak kullanılmamakta ve yanlış arazi kullanımı heyelan gelişme olasılığını arttırmaktadır. Bu sebeple, ilgili alanın fiziksel çevresi, değişimi ve verimliliği açısından sürdürülebilirlik sağlanamamaktadır (Bishop, 1955; Höek, 1970).

Şırnak ili ve çevresindeki alanların jeolojik haritası yapılarak, yüzey birimlerin mühendislik jeoteknik özellikleri belirlenmiştir (Anonim 2012)

Yamaçların, büyük ölçekli topografik haritalar üzerine jeoloji haritası işlenmesi bölgedeki ilk heyelan çalışmalarından biri olmuştur. Yamaçların mühendislik özelliklerinin belirlenmesiyle, gelecekte belediye imar planlarının yapılandırılmasında önemi ve alanın jeoteknik kritiğine dikkat çekilmesi amaçlanmıştır.

Olası statik zorluklardaki şevlerin stabilitesi yığınlar için atık depolama kriterleri olarak incelenmiştir. Yığınların şev stabilitesine etki eden parametreleri irdelenerek, olası anomal durumlar ve risk analizleri haritada belirtilmiştir. Kömür atık şeyl yığınlarının çevreyi tehdit etmeyecek ve işletmeyi sıkıntıya sokmayacak boyutlarda inşası önerilmektedir. Statik malzeme özelliklerinin karakterizasyonu ve katı atık depolama alanlarının sismik tasarımı zor bir iştir. Büyük yığın malzemelerin heterojen olması nedeniyle statik ve dinamik analizlerin yapılması gerekir. Bu yönde, Şırnak ili alanı içerisinde, kentin güneyinde ve merkeze 7 km mesafede olan Kömür maden ocağının atık yığınları (Şekil 1) kent içersinde değerlendirilmektedir.



Şekil 1. Şırnak İli Kömür Ocağı Yığınlarının Uydur Haritası ve S4 Topografik Haritası 1/1000.

Çalışma alanı ve çevresindeki 3 km² lik bir alanın 1/1 000 ölçekli mühendislik topografik haritası

yapılmış, ayrıca yapılan sondaj ve laboratuvar jeoteknik deneyleri ile malzemelerin mühendislik özellikleri belirlenmiştir (Anonim c 2011). Yakın yerleşim birimlerine uygun, dibindeki dereyi ve göleti doğaya kazandıracak koşulda yığın yamaçların tasarımı ve jeoteknik özellikleri incelenerek duraylılık analizleri farklı yöntemlerle GEO5 programıyla gerçekleştirilmiştir. Bu proje kapsamında kentsel kullanıma açılacak olan çalışma alanı ve çevresini kapsayan 3 km²'lik alanda 1/1.000 ölçekli mühendislik haritası arazi ve laboratuvar çalışmaları sonucunda hazırlanmış ayrıca kutupsal koordinat sistemi kullanılarak arazi çalışmalarıyla her dört yamaca ait topoğrafik harita oluşturulmuştur.

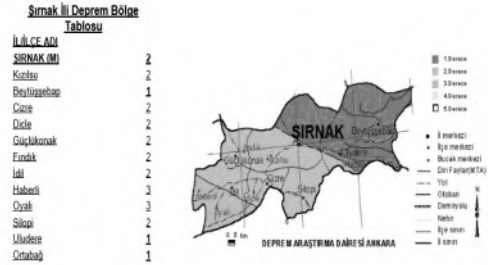
2. ŞIRNAK İLİ DEPREM JEOLJİSİ

Güneydoğu Anadolu Bölgesi tektonik yapısı ve stratigrafisi itibariyle jeotermal enerji için gerekli hazine kaya ve örtü kaya özelliklerine sahip olmasının yanında, bölgede oluşan fay sistemleri ve özellikle gerilme çatlakları boyunca yerin derinliklerine kadar inen sular jeotermal enerji için gerekli akışkanın oluşmasını sağlayabilecek konumdadır. (Altunlu, 1978) Bölge genelinde kuzey-güney yönlü sıkışmanın etkisiyle yer kabuğu doğu-batı yönünde bir gerilmeye tabi olmuş ve oluşan gerilme çatlakları boyunca astenosferden olivinli bazaltik magma yükselmiştir (Anonim, 2010).

Diyarbakır-Şanlıurfa-Mardin arasında kalan Karacadağ bölgesinde, Gaziantep Yavuzeli yöresinde ve İdil-Cizre yöresinde yüzeye kadar çıkan bazaltik magma birkaç evre halinde akarak geniş alanları lav akıntıları altında bırakmıştır. Batman'ın kuzeyinde olduğu gibi, yeryüzüne ulaşmayan magma birkaç yerde sokulumlar yaparak sıcak alanlar meydana getirmiştir. Bu durum MTA Genel Müdürlüğü tarafından yapılan, bölgenin jeolojik haritasında açıkça görülmektedir. İnceleme alanındaki litostratigrafi birimi yaşlıdan gence Mardin Volkanitleri (Üst Miyosen), Eski Alüvyon (Kuvaterner), Yeni Alüvyon (Kuvaterner) ve Yamaç Molozu (Kuvaterner) olarak ayrılmıştır. Volkanitler, Tüf, aglomera ve andezitik bazaltik lavlardan oluşmaktadır. İnceleme alanının büyük bir bölümünü oluşturan splitik bazalt lavları, çalışma alanına kadar yüzeylenme gösterirler.

Şırnak ili 1. Dereceye sınır bir yerleşim alanındadır, ancak 2. Derece deprem bölgesinde bulunmaktadır. Yapılaşmadaki kusurlar ve yetersizlikler ilimizde de görülmektedir. Şekil 2 de görüleceği üzere Beytüşşebap ilçesinin deprem riskine karşılık Uludere, Ortabağ ilçeleri de risk

1'inci derecede olmaktadır. Cizre ve Merkez 2'inci derece riskli alandır.(Özmen 1987)



Şekil 2. Şırnak İli Deprem Risk Haritası

Örnek olarak yaşanan civardaki yıkımlı depremler bu bölgenin de büyük bir risk taşıdığını gösterir.

3. ZEMİNİN JEOTEKNİK ÖZELLİKLERİ

3.1.Arazi Çalışmaları

Şırnak il merkezinin güneye eğimli bir topoğrafya üzerinde bulunduğu gözlenmiştir. Arazide genel olarak kilaşı ve silt taşından oluşmuş formasyonlar gözlenmiştir. Şırnak ili merkezinin Germav Formasyonunda olduğu bilinmektedir. Germav Formasyonu, aşınmaya karşı dayanımsızlığı nedeniyle hızlı bir şekilde aşınarak, yüksek eğime sahip bir topoğrafya oluşturduğundan yer yer heyelan oluşmasına sebep olmaktadır. Bu nedenle özetle Şırnak il merkezi genellikle eski heyelanlar sebebiyle kumlu, karbonatlı, killi, siltli birimlerin karışmasından oluşan örselenmiş Germav Formasyonu üzerinde yer almaktadır.

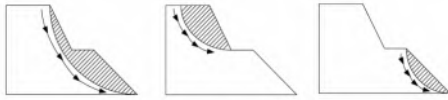
Yamaç molozları, derenin güneyinden (Şekil 1) çalışma alanı sınırına kadar uzanır. Arazi gözlemleri ile yamaç molozlarının miyosen kireçtaşlarından oluştuğu belirlenmiştir. Kalınlıkları son derece değişkendir (Anonim d, 2011). Arazide yamaç eğiminin azaldığı yerlerde nispeten daha az mostra verirler.

İnceleme alanında Kömür Ocak atık yığınları (Şekil 1) güneyine kadar gözlenen yeni alüvyon birikintilerinin yüzeylenmeleri gri marn şeyldir. Bu kısım genel olarak siltli toprak ile kaplı olup bazı kesimleri ise kumlu ve killi zonlardan ibarettir. İl Özel İdaresi tarafından 35 m' ye kadar yapılan sondajlarda yeni alüvyonun devam ettiği belirlenmiştir. Yamaç Molozları, inceleme alanında İkizce Deresinin güneyine doğru, yerleşmiştir. Tane boyları ince kil ile iri kum arasında değişir.

Boylanma ve derecelenme görülmeyen molozların kalınlıkları 10-35 cm arasında değişir.

3.2. Jeoteknik Özellikler

Yığın alanlarında yüzeylenen zeminlerin jeoteknik özelliklerini belirlemek amacıyla yapılan deneylerde Türk Standartları 1990-91(TSE, 1987) ve Amerikan Standartları (ASTM 3080) esas alınmıştır. İnceleme alanındaki yığınların ve burada yapılan sondajların içeriklerinin gösterimi Tablo 1 de verilmiştir. S1, S2 ve S3 nolu alanların incelemeleri 2013 yılında yapılmıştır (ASTM, 1990).



Şekil 3. S1 İnceleme alanının olası kayma yamaç kesitleri, kayma temsili yüzeyleri.

İnceleme alanındaki (Şekil 3) heyelanlı bölgelerde yamaç molozunun ince taneli kısımlarından örselenmemiş ve örselenmiş örnekler alınmıştır. Örselenmiş örnekler üzerinde yapılan deneylerde dane dağılım eğrileri, dane birim ağırlık ve kıvam limitleri elde edilmiştir. Bütün test sonuçları on tekrardır ve testlerin sonucu % 90-95 güvenilirlik değerindedir.

Örselenmemiş örnekler üzerinde ise kesme kutusu deneyleri yardımı ile örneklere ait efektif kohezyon (c') ve efektif kayma direnci açısı (ϕ') bulunmuştur.

Kesme Kutusu deneyinde kullanılan örselenmemiş zemin örnekleri TS 1900,1901 e göre alınmıştır.

Ayrıca bu deneylerin yapımı esnasında malzemenin birim hacim ağırlığı, sıkışma miktarı ve boşluk oranı belirlenmiştir.

Plastik ve likit limit deneylerinde elde edilen sonuçlar her bir örnek için Çizelge 1'de verilmiştir. Leonard(1962)'ın sınıflamasına göre S1 ve S2 no'lu yığınların içinde olduğu yamaç zemini plastik değil grubundadır, S3 ve S4 no'lu yığınların olduğu yamaç zemini ise aynı değerlendirmeye az plastik olduğu belirlenmiştir.

Çizelge 1. Yığınların yamaçlarından alınan örnekler üzerinde yapılan jeoteknik testlerden elde edilen sonuçları.

Örnek No	S1	S2	S3	S4
Örneklerin alındığı Kot (m)	925	921	933	927
Wopt,%	15,9	13,7	10,8	11,4
c' (kg/cm ²)	0,52	0,59	0,63	0,55
ϕ'	22,5	22,5	21	20
Li(%)	26	15	28	17
Pt(%)	19	11	18	22
Ip (%)	10	9	8	12
γ_s g/cm ³	2,40	2,50	2,40	2,30
Birleştirilmiş Zemin sınıflaması	SP (Kum ve çakıllı)	SP (Kum ve çakıllı)	SP (Kum ve çakıllı)	SP (Kum ve çakıllı)
$\gamma_{doğal}$ g/cm ³	1,82	1,76	1,90	1,70
γ_{kuru} g/cm ³	1,65	1,61	1,78	1,60
Kum ve çakıllı				
γ_{doygun} g/cm ³	2,02	1,84	2,01	1,80

Çizelge 2. Proktor ve permeabilite deney sonuçları

Örnek no	S11	S12	S13	S21	S22	S31	S32	S41	S42	S43
γ_k max g/cm3	1,68	1,89	1,93	1,93	1,67	2,05	1,98	1,90	1,69	1,88
wopt %	15,9	12,9	10,8	19,0	15,8	12,3	13,8	13,0	15,9	12,8
Permeabilite (k) (cm/s)	$5,63 \cdot 10^{-4}$	$3,0 \cdot 10^{-4}$	$5,65 \cdot 10^{-4}$	$6 \cdot 10^{-4}$	$3,8 \cdot 10^{-4}$	$3,0 \cdot 10^{-4}$	$3,3 \cdot 10^{-4}$	$5,62 \cdot 10^{-4}$	$1,1 \cdot 10^{-4}$	$4 \cdot 10^{-4}$

Zemindeki su içeriği, kil oranından önemli ölçüde etkilenecektir. Zeminin içindeki kil yüzdesine göre değerlendirildiğinde zemin örnekleri kohezyonsuz veya az kohezyonlu özellik göstermektedir.

Yığınların bulunduğu sahalardan alınan örnekler üzerinde yapılan deneylerle elde edilen tane birim hacim ağırlıkları Çizelge 1'de gösterilmiştir. Tane

boyutuna göre zemin cinslerinin belirlenebilmesi için, dane dağılım deneyi gerçekleştirilmiş ve sonuçları değerlendirilerek birleştirilmiş zemin sınıflamasındaki adları ve yerleri Çizelge 1'de verilmiştir.

Zeminin geçirgenliğini tespit etmek amacıyla sabit seviyeli geçirimsizlik deney aleti kullanılmıştır.

Deney sonuçlarının değerlendirilmesiyle zeminin geçirimsizlik derecesi tespit edilmiştir (Çizelge 2). Çizelge 2 incelendiğinde S1, S2, S3 ve S4 nolu yamaçların geçirimsiz zemin sınıfına girdiği görülmektedir.

Yığınlardan alınan zemin örnekleri üzerinde yapılan Proktor deneyleri sonucunda elde edilen γ_k ve w_{opt} değerleri Çizelge 2 de verilmiştir. Bu deneyle birlikte zemindeki optimum su muhtevası ve maksimum kuru birim hacim ağırlık belirlenerek, yamaçların stabilite hesaplamalarında kullanılmaktadır. Doğal bir şevin stabilitesini sıkıştırma parametreleri etkilemez. Çünkü bu parametreler istenilen şekilde sıkıştırılan zemine ait parametrelerdir. Yapay şevlerde sıkıştırma parametreleri doğrudan kullanılır. Doğal bir şevde heyelan tehlikesi varsa, sıkıştırma yapılması durumunda bu parametreler kullanılarak stabilite analizleri karşılaştırılır. Heyelan tehlikesine karşı alınacak önlemlerde şev önüne sıkıştırılmış dolgu yapılabilir veya şevde kademeli şev eğimi yapılabilir. Aynı zamanda doğal zemin bir miktar kazılarak tekrar sıkıştırma parametrelerine göre sıkıştırılır. Bu durumda stabilite analizlerinde sıkıştırılmış zemine ait parametreler kullanılabilir.

Dört ayrı yamacın farklı noktalarından alınan örneklerin, kayma direnci parametrelerini belirleyebilmek için kesme kutusu deneyi gerçekleştirilmiştir. Yapılan deneyler sonunda c' ve ϕ' değerleri bulunmuştur. Ayrıca Şekil 3 deki heyelanların güvenlik katsayısı değerlerinin GEO5 programında Fellenius, Bishop ve Janbu ya göre hesaplanması yapılmıştır. Fellenius yöntemi; Bu metod da kayma yüzeyi dairesel silindirikdir. Kayan kütle mümkün olduğu kadar eşit aralıklarda dilimlere ayrılır (Görög ve Török , 2006, Görög ve Török , 2007).

Dilimler arası kuvvetlerin aynı doğrultuda fakat zıt yönde ve birbirine eşit olduğu kabul edilirse, bunlar analizde hesaba girmezler. Geride sadece dilim ağırlığı, zemin reaksiyonu, kohezyon, sürtünme mukavemeti ve varsa, sızıntı kuvvetleri ile dilim dengesidir. Kısmen suya doygun zeminlerde drenajsız koşullarda yapılan dayanım testleriyle tayin edilen kırılma zarfı bir noktadan sonra normal gerilim eksenine paralel olmaz ve zemin hem kohezyonlu hem de içsel sürtünmeli olarak davranır. Toplam gerilim analiz yöntemi, bu koşuluda kapsayacak şekilde ve kayan kütle belirli sayıda düşey dilimlere ayrılarak stabilitenin incelenmesidir. Bishop metodu; Bütün stabilite problemlerinde olduğu gibi başlangıç kayması bir dairesel şev olarak alınmakta ve şev limit dengedeymiş gibi kabul edilerek denge denklemleri çıkartılmaktadır. Toplam gerilme yerine efektif gerilmelerle analiz

yapılmaktadır. Bu metod Taylor ve Fellenius'un getirdiği metodlardan daha ileridir (Anonim a,2013, Anonim, b 2009). Janbu Metodu; Bu yöntem dairesel olsun olmasın her tipteki kayma yüzeyi için kullanılabilir (Vaneckova vd., 2011, Pruska 2009). Şev stabilite analizlerinde homojen yarma ve dolgularda meydana gelen dairesel kaymalarla, dairesel olmayan daha genel tipteki kaymaların stabilite analizleri için dilimler arası kuvvetleri de göz önüne alan bir metottur (Pruska 2009, Anbalagen, 1992).

Herhangi bir şevdeki zeminin, çok zayıf kaya kütesinin veya pasa malzemesinin özellikleri şev boyunca çok sık olarak değişkenlik gösterebilmektedir. Zemin-kayaç dokunağı gibi zayıf yapısal bir özellik ve düşük makaslama dayanımlı düzlemsel seviyelerin varlığı halinde dairesel kayma analiz yöntemlerinin uygulanabilirliği ortadan kalkmaktadır (Hutchinson, 1995, Dramis 1989, Hoek, 2013). Bu tür koşullarla kaymalar; dairesel olmayan veya şev tepesine yakın kesimlerde dairesel olarak başlayan derinlerde düzlemsel olarak devam eden yüzeyler boyunca gelişmektedir (Hoek 2013).

3.2. Yamaç Haritalarının Alımı- Şev Analizleri

Jeoteknik verilerin değerlendirilebilmesi için yamaçların 1/1000 ölçekli topoğrafik haritaları arazi çalışmalarıyla hazırlanmıştır. Harita yapımında kutupsal koordinat sistemi esas alınmış ve Topcon GTS 702 elektronik aleti kullanılmıştır. Yükseklikler 900 m kotlu tepedeki nirengi noktasına göre verilmiştir. İnceleme alanındaki söz konusu 4 yamaç için hazırlanan topoğrafik haritalar Şekil 1 de verilmiştir. Bu 4 yamaçta, duraylılık açısından aktif ve potansiyel alanlar, arazide yığın üzerinde yapılan yüzey çalışmaları sonucunda çıkarılmıştır.

Yapılan çalışmalara göre yığınların duraysız geliştiği bölgeler ve çevresindeki göreceli hareketlerin gözlemlendiği alanlar aktif yığın sahası olarak belirlenmiştir. Göreceli hareketler yüzeydeki gerilme çatlaklarından yararlanılarak belirlenmiştir. Potansiyel kayma alanları ise söz konusu aktif sahaların çevresindeki gerilme çatlaklarının bulunduğu ancak göreceli hareketlerin şu an gözlenemediği alanlara karşılık gelmektedir. İnceleme alanında 4 ayrı yamaçtan alınan topoğrafik kesitler üzerine dolgu yüzeyleri işaretlenerek dolgu kesitleri hazırlanmıştır.

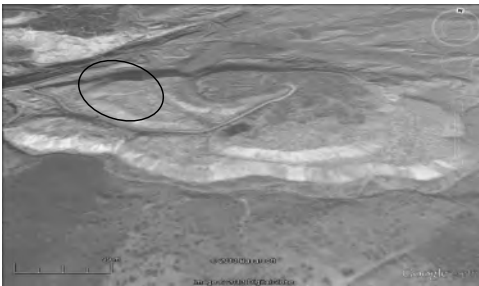
Yamaçlara ait güvenlik katsayıları limit denge prensibine göre çizilen değişik kayma yüzeyleri için Bishop, Janbu ve Fellenius yöntemleri ile dairesel kayma diyagramları GEO5 programı kullanılmıştır. Güvenlik katsayıları sınırlamalarında TS 8853 (TSE,

1991) esas alınmıştır. Yapılan laboratuvar deneylerinde c' ve ϕ' efektif ve maksimum direnç parametrelerine göre bulunmuştur. Arazide görülen gerilme çatlaklarında zaman içerisinde hareketlerin meydana geldiği bilinmektedir. Bu durumda kayma yüzeylerindeki içsel parametrelerin laboratuvarlarda bulunanlardan daha küçük çıkacağı başka deyişle kalıcı değerlere daha yakın olacağı açıktır. Bu açıdan sınır güvenlik katsayısı olarak 1.5 değeri alınmıştır.

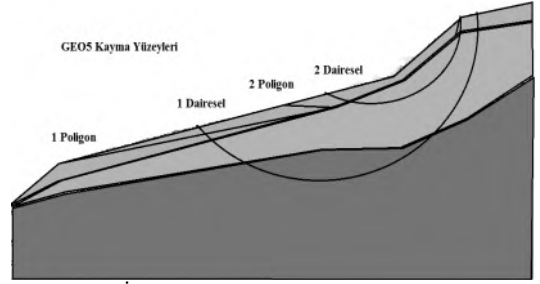
3.3. S4 Nolu Yığın- Yamaç Analizi

S4 nolu yığında yağışlar sonrasında yamaçta küçük boyutlu hareketlerin olduğu yapılan arazi çalışmalarında gözlenmiştir. S4 no'lu yığının geliştiği yamaç, yamaç molozu ile kaplıdır (Şekil 4). S4 nolu yığının tepe ve topuk noktası arasındaki maksimum kot farkı 45 m, Yamacın maksimum yüksekliği 75 m, Yamaç yüzeyi eğim açısı ise 28° dir.

İl özel İdare tarafından gerçekleştirilen sondajlardan elde edilen bilgiye göre yamaç molozu kalınlığı 11-20 m değişmektedir. Yapılan incelemelerde S2 nolu yığının bulunduğu yamaçta yer altı su seviyesi 35 m tabanda gözlenmiştir. S2 nolu yığındaki yamaçta yapılan duraylılık hesaplamalarında $c'=0,9 \text{ kg/cm}^2$, $\phi'=22^\circ$, $\gamma_{\text{doğal}}=1,97 \text{ g/cm}^3$ ve $\gamma_{\text{kuru}}=2,27 \text{ g/cm}^3$ değerleri kullanılmıştır. γ_{kuru} ve $\gamma_{\text{doğal}}$ a göre ayrı ayrı hesaplanan olası kayma yüzeylerine ait güvenlik katsayısı değerleri Şekil 5' de görülmektedir. Hoek-Bray' a göre güvenlik katsayısı değeri ise 1.5 olarak belirlenmiştir. Şekil 5 incelendiğinde sınır güvenlik katsayısı 1.5 olarak alındığı için Poligon 1 ve Poligon 2 nolu kayma yüzeylerinin duraysız oldukları kolayca görülebilmektedir. 3 ve 4 nolu kayma yüzeyleri ise γ_{kuru} ya göre yapıldığında sınır değerlerin üzerinde duraylı olduğu, $\gamma_{\text{doğal}}$ a göre incelendiğinde ise duraylı olduğu görülmektedir.

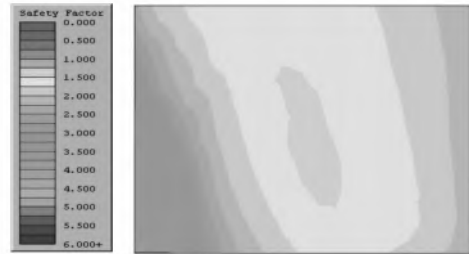


Şekil 4. S4 İnceleme alanının yamaç kesiti.



Şekil 5. S4 İnceleme alanının yamaç kesiti GEO5 ve duyarlılık analizi. Kahve: İri şeyl, Gri: İnce Şeyl Kil Pembe: Kil alüvyon zemin

Arazi çalışmaları boyunca bu yamaçta yapılan gözlemlerde su akışı dere kenarında meydana gelen malzemeyi alıp götürdüğü ve yağış sonrası da ufak kopmaların, akmaların meydana geldiği gözlenmiştir. Yamaca ait duraylılık risk haritası ve GEO5 programı ve risk kesiti ile hesaplamaların yapıldığı yüzeyler Şekil 6'te verilmiştir. Buna göre yığının dere kenarı civarında küçük boyutlu kayma riski olduğu görülmektedir.



Şekil 6. S4 İnceleme alanının GEO5 ve duyarlılık risk haritası, 1.5 Emniyet faktörü Duraylılık Sınırı.

4. SONUÇLAR

Şırnak kentsel alan sınırına yakın bölgede yer alan Kömür Ocağı Atık yığınları 4 ayrı birimindeki yamaçların duraylılıkları ve yamaçlardan alınan zemin örneklerinin jeoteknik özellikleri arazi çalışmaları ve laboratuvar deneyleriyle araştırılmıştır. Yamaca ait stabilite risk haritası ve GEO5 programı risk kesiti ile hesaplamalar irdelenmiştir.

Zemin örnekleri üzerinde gerçekleştirilen laboratuvar deneyleri sonucunda yamaç zemin malzemesinin geçirimli olduğu, kohezyon değerinin $0,3 - 2,2 \text{ kg/cm}^2$, içsel sürtünme açısının $17,5 - 22,4^\circ$ arasında değiştiği, birleştirilmiş zemin sınıflamasına göre yamaç malzemesinin genelde SP, SW ve SC grubu zeminlerden oluştuğu belirlenmiştir. Bu

analizlerinden, S3 ve S4 nolu yamaçların stabil olduğu, S1 ve S2 nolu yamaçların ise stabil olmadığı sonucuna varılmıştır.

Yapılan arazi incelemeleri sonucunda özellikle mayıs ve haziran aylarında karların erimesiyle tepe de görülen debi artışının yamaçların topuğunda şiddetli erozyon oluşturduğu ve bu etkiyle yamaç duraylılığına olumsuz etki yaptığı belirlenmiştir. S1, S2 ve S3 nolu yamaçlarda etkili olan bu durumun önüne geçilebilmesi için topuğa akarsuyun taşıyamayacağı boyutlarda kaya malzemesinin yığılması veya derenin ıslah edilmesi gerekmektedir.

Şırnak Kenti ve çevresi, Türkiye Deprem Bölgeleri Haritasına göre birinci derecede tehlikeli bölge içerisinde yer almaktadır. Bu bölge Güney Doğu Anadolu Fayı etki alanında kaldığı için yörede sık depremler meydana gelmekte ve bu depremlere bağlı olarak da bazı tektonik hareketler oluşmaktadır. Bu hareketler neticesinde de yamaçların duraylılığı tehlikeye girmektedir. Bu sebeple kentsel kullanıma açılacak yığma yamaçların stabiliteilerinin araştırılması gereği vardır.

Bitkiler, yağış sularının kitle içine süzülmesini kolaylaştırmakta ve yüzeysel akışı yavaşlatmakta ve azaltmaktadır. Bu ise kütlelerin erozyona uğramasına engel olmaktadır. Kökleri derine ulaşan bitkilerin kökleri mekanik olarak kitlelerin dengesini artırır. Ayrıca yer altı sularını absorbe ederek kütlelerin kurumasına sebep olurlar bir başka deyişle kayaçların su içeriğini azaltırlar. Çalışma alanının bitki örtüsünden yoksun olması duraylılık açısından olumlu olan bu etkilerden faydalanmayı engellemekte ve dolayısıyla yamaçları dengede tutan tutucu kuvvetlerde azaltma olmaktadır. Bu sebeple bitki örtüsü bakımından zenginleştirilmesi yığının stabilitesinde önemli bir parametredir. Ancak derinliği 30 m ye varan kayma yüzeyleri için bitki örtüsünün duraylılığa etkisi minimal olacaktır. Ayrışma kayaçların büyük ölçüde değişikliğe uğramasına, taneler arasındaki bağın zayıflamasına ve tamamen yok olmasına neden olmaktadır. Çalışma alanında ayrışma sonucu zayıflayan kayaçlar kolayca erozyona uğramakla yamaç ve şevlerin eğim açıları ile yüksekliklerini değiştirmektedir. Çalışma alanındaki kayaçlarda görülen ayrışma da duraylılık problemlerine olumsuz katkı sunmaktadır.

Çalışma alanında gerçekleştirilen jeoteknik analiz neticesinde, gelecekte çok büyük boyutlu yığınlar için tehlike değerlendirilmeli ve sahaya uygun reklamasyon yöntemleri belirlenmelidir. Ayrıca çalışma alanının proje kapsamında kentsel kullanıma açılacak olması sebebiyle de bölgede duraysızlığı

önleyici yöntemler araştırılması ve geliştirilmesi ayrı bir önem arz etmektedir.

SEMBOLLER

c' kg/cm ² :	Efektif Kohezyon
c kg/cm ² :	Kohezyon
Φ^o :	Efektif içsel sürtünme açısı
Φ_o :	İçsel sürtünme açısı
τ kg/cm ² :	Kesme gerilmesi
σ kg/cm ² :	Normal gerilme
I_p :	Plastisite indeksi
L_l :	Likit limit
P_l :	Plastik limit
W_{opt} :	Optimum su muhtevası
$\gamma_{doğal}$ g/cm ³ :	Doğal birim hacim ağırlık
γ_{doygun} g/cm ³ :	Doygun birim hacim ağırlık
γ_{kuru} g/cm ³ :	Kuru birim hacim ağırlık
γ_{kmax} g/cm ³ :	Maksimum kuru birim hacim ağırlık
γ_s g/cm ³ :	Tane birim hacim ağırlık
k :	Permeabilite katsayısı
S1,S2,S3,S4:	1, 2, 3, 4 nolu yığınlar
S11 :	1 nolu yığının 1 nolu bölgesinden alınan örnek
SP :	Birleştirilmiş zemin sınıflamasında; kötü derecelenmiş kum, çakıllı kum, ince malzeme çok az veya hiç yok

KAYNAKLAR

- Altınlı, E. İ., 1978 "Uluslararası Stratigrafi Kılavuzu" TPAO Yerbilimleri Yayınları, Ankara, Nuray Matbaası..
- Anbalagan, R., 1992, Landslide hazard evaluation and zonation mapping in mountainous terrain" Engineering Geology, 32:269-277.
- Anonim, 2010, Şırnak İl Özel İdare Raporu.
- Anonim, a 2013, GEO5 - Engineering Manuals - Part 1, - Part 2. <http://www.finesoftware.eu/geotechnical-software/>
- Anonim, b 2009, GEO5 - FEM - Theoretical Guide <http://www.finesoftware.eu/geotechnical-software/>
- Anonim, c 2011, "Türkiye Deprem Bölgeleri Haritası", Afet ve Acil durum Yönetimi Başkanlığı Deprem Dairesi Başkanlığı, Ankara
- Anonim, d 2011, Şırnak İl Özel İdare Raporları.
- ASTM, 1990 "Standart Test Method for Direct Shear Test of Soils Under Consolidated Drained Condition", D3080-90,
- Bishop, A.W., 1955, The use of the slip circle in the stability analysis of earth slopes, Geotechnique, Vol. 5, 7-17.
- Dramis, F., Sorriso-Valvo, M., 1994 "Deep-Seated gravitational slope deformations, related landslides and tectonics", Engineering Geology 38, 231- 243,.
- Erguvanlı, K. ve Erdoğan, Y., "Yeraltı Suları Jeolojisi", İTÜ yayınları No: 23, Maçka İstanbul, Nisan 1987
- Görög P & Török Á, 2007 Slope stability assessment of weathered clay by using field data and computer modelling: a case study from Budapest ,Natural Hazards and Earth System Sciences, 7, 417-422, www.nat-hazards-earth-syst-sci.net
- Görög P & Török Á, 2006, Stability problems of abandoned clay pits in Budapest, IAEG2006 Paper number 295 , The Geological Society of London

- Güz, H , 1987, “Geoteknikte Gelişmeler”, DSİ Yamaç ve Şevlerin Stabilesi ve Dayanma Yapıları Semineri, Samsun
- Höek, E., 1970, Estimating the stability of excavated slopes in opencast mines, Institution of Mining and Metallurgy, A105, A132
- Höek, E. ve Bray, J.W., 1977, Rock slope engineering, Stephen Austin and Sons Ltd, Hertford, 402 s.
- Hoek, E., 2013. Practical Rock Engineering, Hoek notes by Evert Hoek. <http://www.rocksience.com>
- Hutchinson, JN., 1995”Landslide hazard assessment. Keynote paper. In: Bell DH (ed) Landslides, Proceeding of 6th international symposium on landslides”, Christchurch, New Zealand, vol 1. Balkema, Rotterdam, pp 1805–1841,
- Kılıç, R., Ulaş, K., “Gölbaşı (Ankara) Güneyindeki Kütle Hareketlerinin İncelenmesi”, Mühendislik Jeolojisi Bülteni, Bulletin Of Engineering Geology, Sayı: 20 (75-86).
- Lambe, W.T. ve Whitman, R.V., 1969, Soil mechanics, John Wiley and Sons, New York
- Leonard G.C. 1962, Foundation Engineering , McGraw-Hill Book Co. Inc. New York.
- Özmen E ve diğerleri, 1987 “Türkiye Deprem Bölgeleri Haritası”, Afet işleri Genel Müdürlüğü, Ankara
- Paşamehmetoğlu, A.G., Özgenoğlu, A., Karpuz, C, 1991, Kaya Şev Stabilesi, 2. Baskı , T.M.M.O.B Maden Müh. Odası Yayınları, Ankara, Mayıs,.
- Pruška, J., 2009, Comparison of geotechnic softwares - Geo FEM, Plaxis, Z-Soil, XIII ECSMGE, Vanıcek et al. (eds). CGtS, Prague, ISBN 80-86769-01-1, (Vol. 2)
- TSE, 1987 “İnşaat Mühendisliğinde Zemin Laboratuvar Deneyleri”, TS 1900, UDK 624.131, 1. Baskı, Ankara, Nisan
- TSE, 1987 “İnşaat Mühendisliğinde Sondaj Yolları İle Örselenmiş ve Örselenmemiş Numune Alma Yöntemleri”, TS 1901, UDK 622.233- 624.131.36, 1. Baskı, Ankara, Nisan.
- TSE, 1991 “Yamaç ve Şevlerin Dengesi ve Hesap Metodları- Zeminde”, TS 8853, UDK 624.137- 624.131, 1. Baskı, Ankara, Şubat.
- Ulusay, B 1982, Şev Açılarının İlk Yaklaşım Olarak Hesaplanmasında İki Yeni Pratik Yöntemin Konya-Çumra Manyezit Sahasına Uygulanışı, Jeoloji Müh.Der.Ocak 30-41
- Ulusay, R., “Uygulamalı Jeoteknik Bilgiler”, JMO yayınları, Ankara, 1989.
- Ulusay, R., 1982 “Şev Stabilesi Analizlerinde Kullanılan Pratik Yöntemler ve Geoteknik Çalışmalar”, MTA Yayınları, Eğitim Serisi, 25,
- Vaneckova, V , Laurin J, Pruska J, 2011, Sheeting Wall Analysis by the Method of Dependent Pressures, Geotec Hanoi - ISBN 978 - 604 - 82 - 000 - 8 ID No./ pp. 7
- Wiley, L., 1987 “Slope Stability Geotechnical Engineering and Geomorphology”, England,

Şırnak Kömür Madeni atık şeyl yığın tasarımı ve GEO5 FEM stabilite risk değerlendirme

Reclamation design of Şırnak Coal Mine waste shale dumps- GEO5 FEM stability risk assessment

Y.İ. Tosun

Şırnak Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Müh. Böl.73000, Merkez-Şırnak

H. Cevizci

Süleyman Demirel Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Müh. Böl. 32200, Çünür Isparta

ÖZET: Yığınların GEO 5 FEM programı ile sınır ağ modellemesi ve stabilite analizleri yapılmıştır. S1, S2, S3 ve S4 no'lu heyelanların geliştiği yamaçların 1/1000 ölçekli topoğrafik haritaları arazi çalışmalarıyla hazırlanmış ve yığının yapısal kesitleri çıkarılmıştır. Yığından alınan zemin örnekleri üzerinde yapılan laboratuvar deneyleri ile yamaç malzemesinin fiziksel ve mekanik özellikleri; Efektif içsel sürtünme açısı (ϕ°) 17° - 22.5° , efektif kohezyonu (c') 0.5 - 1.8 kg/cm², maksimum kuru birim hacim ağırlık 1.87 - 2.25 g/cm³, doymun birim hacim ağırlık 1.78 - 2.43 g/cm³, doğal birim hacim ağırlık 1.9 - 2.35 g/cm³, kuru birim hacim ağırlık 1.97 - 2.40 g/cm³, tane birim hacim ağırlığı (γ_s) 2.47 - 2.60 g/cm³, permeabilite katsayısı 1×10^{-4} - 6.5×10^{-4} cm/s, olarak belirlenmiş ve ayrıca tane dağılım testleri yapılmıştır. Yamaçların hazırlanan kesitlerinde, GEO 5 FEM programında olası kritik gerilme yüzeyleri irdelenmiştir. Yamaç kaymasını engelleyen kaya dolgusu topuk tasarımları yapılmıştır. Yığın malzemesinin belirlenen jeoteknik özellikleri de kullanılarak GEO5 FEM ve stabilite programı aracılığı ile güvenlik katsayıları belirlenmiş ve hesaplanan değerlere göre S3 ve S4 no'lu yamaçların stabil oldukları S1 ve S2 no'lu yamaçların ise stabil olmadığı tespit edilmiştir. Kalker topuk kaya dolguları ile GEO5 FEM programı aracılığı ile stabilitenin sağlandığı belirlenmiştir.

ABSTRACT: In Şırnak, for mining landfills geotechnical stability analyses were conducted by GEO5 FEM. An area of near 7 km² study area and the surrounding area has been 1/1.000 scale engineering geological map, as well as the drilling and laboratory geotechnical engineering properties of materials are determined by experiments. S1, S2, S3 and S4 hillsides to develop landslide slopes 1/1000 scale topographic maps and geological field studies prepared by processing units on the map the geological cross-sections were prepared. By laboratory experiments carried out on soil samples taken from fields of physical and mechanical properties of slope debris; effective angle of internal friction (ϕ°) 17° - 22.5° , effective cohesion (c') 0.5 - 1.8 kg/cm², the maximum dry unit weight 1.87 - 2.25 g/cm³ 1.78 - 2.43 g/cm³ saturated unit weight, unit weight 1.9 - 2.35 g/cm³ 1.97 - 2.40 g/cm³, unit weight (γ_s) 2.47 - 2.60 g / cm³, permeability coefficient of 1×10^{-4} - 6.5×10^{-4} cm / s, the particle distribution were determined and also tested. Geological sections prepared slopes, the geostatic properties of the material were determined by the trial slip surfaces. Rock fill pillar design were made and calculated according to the values via the S3 and S4 are stable hillsides, S1, S2 have been found that to close the unstable slope. Stability was performed by limestone pillar rock fills on hazardous dumps.

1. GİRİŞ

Erozyon, iklim, ayrışma deprem gibi doğal parametreler kayma gerilmesini artırır ve yamaç malzemesinin kayma direncini düşürür. Yamaçlarda gelişen kentleşmenin getirdiği, konut, ticaret, sosyal alanların yaratılması ve alt yapı faaliyetlerinin

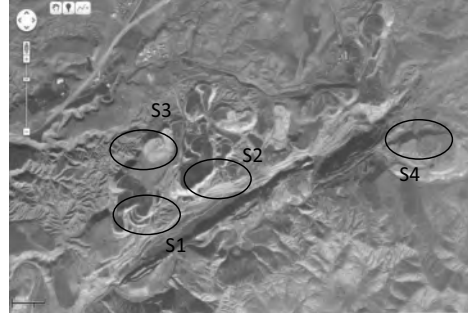
gerçekleştirilmesi risklidir (Höek ve Bray, 1977; Lambe ve Whitman, 1969). Kayma tehlikesinin belirlenmesinde ve gelecekte oluşabilecek dinamiklerin tahmin edilebilmesinde toplam gerilme ve denge analizleri doğru sonuçlar vermektedir (Bishop, 1955; Höek, 1970).

Her yıl çok ağır yaşam kayıplarına sebep olan, yarattıkları maddi hasar ise milyonlarca lirayı bulan yer kaymaları dünyada olduğu gibi Türkiye’de de en önemli jeoteknik tehlikelerden birisidir (Ulusay, 1982; Ulusay, 1989). Ülkede son yıllarda gelişen önemli heyelanlar, araştırmacılar (Ulusay, 1982, Paşamehmetoğlu, 1989) tarafından farklı yöntemler ile araştırılmakta ve jeoteknik karakterleri ve oluşum süreçleri belirlenmektedir. Benzer jeoteknik şartlara sahip alanlar için araştırmacıların iki temel teorisi vardır (Ulusay, 1982, Güz 1987). Birisi, yer kayma dinamikleri, geçmişte olduğu gibi aynı jeolojik, jeomorfolojik, hidrojeolojik, iklimsel şartlarda oluşurlar. Bir diğeri ise, yamaç kayma tipleri ve özellikleri de benzer olacaktır. Bundan dolayı geçmiş heyelanların mekanizmasını ve özelliklerini bilmek, gelecekte, komşu bölgelerde veya jeoteknik olarak benzer alanlarda gelişebilecek heyelanları değerlendirmek için önemli bir temel bilgi oluşturmaktadır. Yer altı suyunun etkisi, zeminin kesilme değişimi ve yer dinamikleri heyelana neden olmaktadır (Bishop, 1955; Höek, 1970).

Şırnak ili ve çevresindeki alanların jeolojik haritası yapılarak, yüzey birimlerin mühendislik jeoteknik özellikleri belirlenmiştir (Anonim, 2012). Yamaçların mühendislik özelliklerinin belirlenmesiyle, gelecekte belediye imar planlarının yapılandırılmasında önemi ve alanın jeoteknik kritiğine dikkat çekilmesi amaçlanmıştır.

Yığınların şev stabilitesine etki eden parametreleri irdelenerek, olası emniyetsiz ve riskli bölge haritada belirtilmiştir. Kömür atık şeyl yığınlarının çevreyi tehdit etmeyecek ve işletmeyi sıkıntıya sokmayacak boyutlarda inşası önerilmektedir. Statik malzeme özelliklerinin karakterizasyonu ve katı atık depolama alanlarının sismik tasarımı zor bir iştir. Büyük yığın malzemelerin heterojen olması nedeniyle statik ve dinamik analizlerin yapılması gerekir. Bu yönde, Şırnak ili alanı içerisinde, kentin güneyinde ve merkeze 7 km mesafede olan Kömür maden ocağının atık yığınları (Şekil 1a,b,c) kent içerisinde değerlendirilmektedir. Çalışma alanı ve çevresindeki 3 km² lik bir alanın 1/1.000 ölçekli mühendislik haritası yapılmış, ayrıca yapılan sondaj ve laboratuvar jeoteknik deneyleri ile malzemelerin mühendislik özellikleri belirlenmiştir. Yakın yerleşim birimlerine uygun, dibindeki dereyi ve göleti doğaya kazandıracak koşulda yığın yamaçların tasarımı ve jeoteknik özellikleri incelenerek duraylılık analizleri farklı yöntemlerle GEO5 FEM programıyla gerçekleştirilmiştir (Anonim, a 2009, Anonim, b 2013). Bu proje kapsamında kentsel kullanıma açılacak olan çalışma alanı ve çevresini kapsayan 3 km²’lik alanda 1/1 000 ölçekli mühendislik haritası

arazi ve laboratuvar çalışmaları sonucunda hazırlanmış ayrıca kutupsal koordinat sistemi kullanılarak arazi çalışmalarıyla her dört yamaca ait topoğrafik harita oluşturulmuştur.



Şekil 1. Şırnak İli Kömür Ocağı Yığınlarının Uydu Haritası 1/5000.

2. ŞIRNAK İLİ DEPREM JEOLJİSİ

Güneydoğu Anadolu Bölgesi tektonik yapısı ve stratigrafisi itibarıyla jeotermal enerji için gerekli hazne kaya ve örtü kaya özelliklerine sahip olmasının yanında, bölgede oluşan fay sistemleri ve özellikle gerilme çatlakları boyunca yerin derinliklerine kadar inen sular jeotermal enerji için gerekli akışkanın oluşmasını sağlayabilecek konumdadır. Bölge genelinde kuzey-güney yönlü sıkışmanın etkisiyle yer kabuğu doğu-batı yönünde bir gerilmeye tabi olmuş ve oluşan gerilme çatlakları boyunca astenosferden olivinli bazaltik magma yükselmiştir (Anonim, c 2011, Altınlı, 1978).

Diyarbakır-Şanlıurfa-Mardin arasında kalan Karacadağ bölgesinde, Gaziantep Yavuzeli yöresinde ve İdil-Cizre yöresinde yüzeye kadar çıkan bazaltik magma birkaç evre halinde akarak geniş alanları lav akıntıları altında bırakmıştır. Batman’ın kuzeyinde olduğu gibi, yeryüzüne ulaşmayan magma birkaç yerde sokulumlar yaparak sıcak alanlar meydana getirmiştir. Bu durum MTA Genel Müdürlüğü tarafından yapılan, bölgenin jeolojik haritasında açıkça görülmektedir. İnceleme alanındaki litostratigrafi birimi yaşlıdan gence Mardin Volkanitleri (Üst Miyosen), Eski Alüvyon (Kuvaterner), Yeni Alüvyon (Kuvaterner) ve Yamaç Molozu (Kuvaterner) olarak ayrılmıştır. Volkanitleri, Tüf, aglomera ve andezitik bazaltik lavlardan oluşmaktadır. İnceleme alanının büyük bir bölümünü oluşturan spilitik bazalt lavları, çalışma alanında kadar yüzeylenme gösterirler.

Şırnak ili 1. Dereceye sınır bir yerleşim alanındadır, ancak 2. Derece deprem bölgesinde

bulunmaktadır. Yapılaşmadaki kusurlar ve yetersizlikler ilimizde de görülmektedir. Bu çalışmada deprem yükü 0.2w olarak tasarımlara etki ettirilmiştir.

Örnek olarak yaşanan civardaki yıkımlı depremler bu bölgenin de büyük bir risk taşıdığını gösterir.

3. ZEMİNİN JEOTEKNİK ÖZELLİKLERİ

3.1.Arazi Çalışmaları

Şırnak il merkezinin güneye eğimli bir topoğrafya üzerinde bulunduğu gözlenmiştir. Arazi genel olarak kıltaşı ve silt taşından oluşmuş formasyonlar gözlenmiştir. Şırnak ili merkezinin Germav Formasyonunda olduğu bilinmektedir. Germav Formasyonu, aşınmaya karşı dayanımsızlığı nedeniyle hızlı bir şekilde aşınarak, yüksek eğime sahip bir topoğrafya oluşturduğundan yer yer heyelan oluşmasına sebep olmaktadır. Bu nedenle Şırnak il merkezi genellikle eski heyelanlar sebebiyle kumlu, karbonatlı, killi, siltli birimlerin karışmasından oluşan örselenmiş Germav Formasyonu üzerinde yer almaktadır.

Yamaç molozları, derenin güneyinden (Şekil 1) çalışma alanı sınırına kadar uzanır. Arazi gözlemleri ile yamaç molozlarının miyosen kireçtaşlarından oluştuğu belirlenmiştir. Kalınlıkları son derece değişkendir. Araziye yamaç eğiminin azaldığı yerlerde nispeten daha az mostra verirler.

İnceleme alanında Kömür Ocak atık yığınları (Şekil 1) güneyine kadar gözlenen yeni alüvyon birikintilerinin yüzeyle meleri gri marn şeyldir. Bu kısım genel olarak alüvyon siltli toprak ile kaplı olup

bazı kesimleri ise kumlu ve killi zonlardan ibarettir. İl Özel İdaresi tarafından 35 m' ye kadar yapılan sondajlarda yeni alüvyonun devam ettiği belirlenmiştir (Anonim d, 2012). Yamaç Molozları, inceleme alanında derenin güneyine doğru, yerleşmiştir. Tane boyları ince kil ile iri kum arasında değişir. Boylanma ve derecelenme görülmeyen molozların kalınlıkları 10-35 cm arasında değişir.

3.2. Jeoteknik Özellikler

Yığın alanlarında yüzeylenen zeminlerin jeoteknik özelliklerini belirlemek amacıyla yapılan deneylerde Türk Standartları (TS 1900) (TSE, 1987).ve Amerikan Standartları (ASTM 3080) (ASTM, 1990) esas alınmıştır. İnceleme alanındaki yığınların ve burada yapılan sondajların içeriklerinin gösterimi Çizelge 1 de verilmiştir. Örselenmemiş örnekler üzerinde ise kesme kutusu deneyleri yardımı ile örneklerle ait efektif kohezyon (c') ve efektif kayma direnci açısı (ϕ°) bulunmuştur.

Kesme Kutusu deneyinde kullanılan örselenmemiş zemin örnekleri TS 1901'e (TSE, 1987) göre alınmıştır.

Ayrıca bu deneylerin yapımı esnasında malzemenin birim hacim ağırlığı, sıkışma miktarı ve boşluk oranı belirlenmiştir.

Plastik ve likit limit deneylerinde elde edilen sonuçlar her bir örnek için Çizelge 1'de verilmiştir. S1 ve S2 no'lu yığınların içinde oluştuğu yamaç zemini plastik değildir. S3 ve S4 no'lu yığınların oluştuğu yamaç zemini ise aynı değerlendirmeye az plastik olduğu belirlenmiştir.

Çizelge 1. Yığınların yamaçlarından alınan örnekler üzerinde yapılan jeoteknik testlerden elde edilen sonuçlar.

Örnek No	İri Şeyl Dolgu	İnce Şeyl Dolgu	S1	S2	S3	S4
Örneklerin alındığı Kot (m)	800	850	925	921	933	927
Wopt, %			15,90	13,70	10,80	11,40
c'(kpa)	52	88	0,52	0,59	0,63	0,55
ϕ'	24,2	22,5	32,50	22,50	21,00	20,00
Lı(%)	11.8 Mpa σ	9.6 Mpa σ	26	15	28	17
Pr(%)	42 RQD	40 RQD	19	11	18	22
Ip (%)	46 RMR	44 RMR	10	9	8	12
γ_s g/cm ³	2,70	2,70	2,40	2,50	2,40	2,30
Birleştirilmiş Zemin sınıflaması	zayıf	zayıf	SP(Kum ve çakıllı)	SP(Kum ve çakıllı)	SP(Kum ve çakıllı)	SP(Kum ve çakıllı)
$\gamma_{doğal}$ g/cm ³	1,94	2,14	1,82	1,76	1,90	1,70
γ_{kur} g/cm ³	1,94	2,14	1,65	1,6	1,78	1,60
Kum ve çakıllı γ_{dovrun} g/cm ³	2,0	2,23	2,02	1,84	2,0	1,8

Çizelge 2. Proktor ve permeabilite deney sonuçları

Örnek no	S11	S12	S13	S21	S22	S31	S32	S41	S42	S43
γ_k max g/cm ³	1,68	1,89	1,93	1,93	1,67	2,05	1,98	1,90	1,69	1,88
w _{opt} %	15,9	12,9	10,8	19,0	15,8	12,3	13,8	13,0	15,9	12,8
Permeabilite (k) (cm/s)	$5,63 \cdot 10^{-4}$	$3,0 \cdot 10^{-4}$	$5,65 \cdot 10^{-4}$	$6 \cdot 10^{-4}$	$3,8 \cdot 10^{-4}$	$3,0 \cdot 10^{-4}$	$3,3 \cdot 10^{-4}$	$5,62 \cdot 10^{-4}$	$1,1 \cdot 10^{-4}$	$4 \cdot 10^{-4}$

Zemindeki su içeriği, kil oranından önemli ölçüde etkilenecektir. Zeminin içindeki kil yüzdesine göre değerlendirildiğinde zemin örnekleri kohezyonsuz veya az kohezyonlu özellik göstermektedir.

Yığınların bulunduğu sahalardan alınan örnekler üzerinde yapılan deneylerle elde edilen tane birim hacim ağırlıkları Çizelge 1'de gösterilmiştir. Tane boyutuna göre zemin cinslerinin belirlenebilmesi için, dane dağılım deneyi gerçekleştirilmiş ve sonuçları değerlendirilerek birleştirilmiş zemin sınıflamasındaki adları ve yerleri Çizelge 1'de verilmiştir. Plastik olmayan zeminlerin sınıflandırılması yapılmıştır (Schanz, 2007).

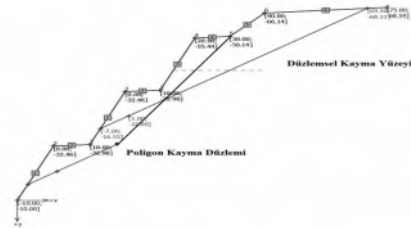
Zeminin geçirgenliğini tespit etmek amacıyla sabit seviyeli geçirimsizlik deney aleti kullanılmıştır. Deney sonuçlarının değerlendirilmesiyle zeminin geçirimsizlik derecesi tespit edilmiştir (Çizelge 2). Çizelge 2 incelendiğinde S1, S2, S3 ve S4 nolu yamaçların geçirimli zemin sınıfına girdiği görülmektedir. Kaya dolgularının jeomekanik sınıflandırması yapılmıştır (Singh ve Goel, 1999) Yığınlardan alınan zemin örnekleri üzerinde yapılan Proktor deneyleri (ASTM 1990) sonucunda elde edilen γ_k ve w_{opt} değerleri Çizelge 2 de verilmiştir. Yamaçların farklı kaya dolgularından alınan örnekler, tek eksenli ve üç eksenli basınç dayanımı testleri gerçekleştirilmiştir. Ayrıca atık iri şeyl kaya dolgusunun ve kalker topuk dolgusunun parametreleri aşağıdaki Çizelge 3 de verilmektedir.

Çizelge 3. Kaya dolgularının fiziksel ve mekaniksel özellikleri.

Özellik	İri Şeyl Dolgu	İri Kalker Dolgu
Doğal Birim Hacim Ağırlığı, γ_h (kN/m ³)	16	18
Doygun Birim Hacim Ağırlığı, γ_d (kN/m ³)	16	18
Kohezyon, c (kN/m ²)	52	88
İçsel Sürtünme Açısı, ϕ (°)	30	34

Kayma riskini değerlendirmek için GEO5 FEM programı bu çalışmada avantajlı olarak değerlendirilmiştir. GEO5 FEM programında Fellenius, Bishop ve Janbu ya göre hesaplanması verilmiştir. Fellenius yöntemi; Bu metod da kayma yüzeyi daireseldir. Kayan kütle mümkün olduğu kadar eşit aralıklarda dilimlere ayrılır (Görög ve Török, 2006, Görög ve Török, 2007).

Bishop metodu; Bütün stabilite problemlerinde olduğu gibi başlangıç kayması bir temel olarak alınmakta ve şev limit dengedeymiş gibi kabul edilerek denge denklemleri çıkartılmaktadır. Bishop, toplam gerilme ve efektif gerilmelerle stabilite analizi yapmaktadır. Bu metod Taylor ve Fellenius'un getirdiği metodlardan daha ileridir (Anonim a,2013, Anonim, b 2009). Janbu Metodu; Bu yöntem dairesel olsun olmasın her tipteki kayma yüzeyi için kullanılabilir (Vaneckova vd., 2011, Pruska 2009). Şev stabilite analizlerinde homojen yarma ve dolgularda meydana gelen dairesel kaymalarla, dairesel olmayan daha genel tipteki kaymaların stabilite analizleri için dilimler arası kuvvetleri de göz önüne alan bir metottur (Pruska 2009, Anbalagen, 1992). Herhangi bir şevdeki zeminin, çok zayıf kaya kütlelerinin veya pasa malzemesinin özellikleri şev boyunca çok sık olarak değişkenlik gösteriyorsa, dairesel kayma analiz yöntemlerinin uygulanabilirliği ortadan kalkmaktadır (Hutchinson, 1995, Dramis 1989, Hoek, 2013). Bu tür koşullarla kaymalar; dairesel olmayan veya şev tepesine yakın kesimlerde dairesel olarak başlayan derinlerde düzlemsel olarak devam eden yüzeyler boyunca gelişmektedir (Hoek 2013). Olası deprem ve yer altı suyu verileri GEO5 Kaya stabilite programında Şekil 2 deki kesite bağlı olarak kama türü veya düzlemsel kaya yüzeylerinde özellikle 30-40 m uzunluğunda kayma oluşmadığı belirlenmiştir. Jia et al (2008) yaptığı nümerik analize göre dolgu analizlerinde GEO5 te olduğu gibi dairesel kayma oluşmadığı belirlenmiştir.



Şekil 2. S1 İnceleme alanının kaya yamaç kesiti, kaya kayma yüzeyleri, GEO5 FEM duyarlılık analizi.

GEO 5 programında zemin yüzeyler zemin parametreleri girilerek irdelenmiş ve dairesel kaymaların olduğu görülmüştür.

Yamaçlara ait güvenlik katsayıları limit denge prensibine göre çizilen değişik kayma yüzeyleri için Bishop, Janbu ve Fellenius yöntemleri ile dairesel kayma diyagramları GEO5 FEM programı kullanılmıştır. Güvenlik katsayıları sınırlamalarında TS 8853 (TSE 1987, TSE 1991) esas alınmıştır. GEO 5 FEM güvenlik katsayısı c' ve ϕ' efektif ve maksimum direnç parametrelerine göre bulunmuştur. Arazide görülen gerilme çatlaklarında zaman içerisinde hareketlerin meydana geldiği bilinmektedir. Bu durumda kayma yüzeylerindeki içsel parametrelerin laboratuvarlarda bulunanlardan daha küçük çıkacağı başka deyişle kalıcı değerlere daha yakın olacağı açıktır. Bu açıdan sınır güvenlik katsayısı olarak 1.5 değeri alınmıştır.

3.3. S2 ve S3 Nolu Yığın- Yamaçların Analizi

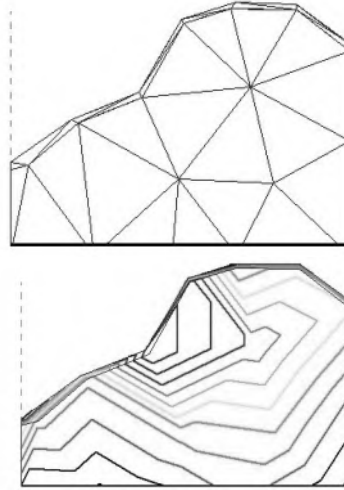
S2 nolu yığında yağışlar sonrasında yamaçta küçük boyutlu hareketlerin olduğu yapılan arazi çalışmalarında belirlenmiştir. S2 no'lu yığının geliştiği yamaç, yamaç molozu ile kaplıdır ve 10 m lik ağ doku GEO5 FEM programı ile oluşturulmuştur (Şekil 3a). S2 nolu yığının tepe ve topuk noktası arasındaki maksimum kot farkı 45 m, yamacın maksimum yüksekliği 50 m, yamaç yüzeyi eğim açısı ise 40° dir.

İl özel İdare tarafından gerçekleştirilen sondajlardan elde edilen bilgiye göre yamaç molozu kalınlığı 11-20 m değişmektedir. Yapılan incelemelerde S2 nolu yığının bulunduğu yamaçta yer altı su seviyesi 35 m tabanda gözlenmiştir. S2 nolu heyelanın geliştiği yamaçta yapılan stabilite hesaplamalarında $c'=1,9 \text{ kg/cm}^2$, $\phi'=22^\circ$, $\gamma_{doğal}=1,97 \text{ g/cm}^3$ ve $\gamma_{kuru}=2,27 \text{ g/cm}^3$ değerleri kullanılmıştır. γ_{kuru} ve $\gamma_{doğal}$ a göre ayrı ayrı hesaplanan olası kayma yüzeylerine ait deformasyon iso değerleri Şekil 3b' de görülmektedir.

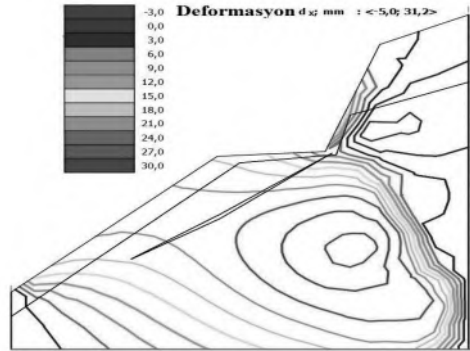
S3 yamaçta yapılan gözlemlerde yağış sonrası da ufak kopmaların, akmaların meydana geldiği gözlenmiştir. Benzer şekilde S3 yamacı da duraysızlık göstermektedir ve yer değişimi 30mm ulaşmıştır.(Şekil 4)

Bu nedenle GEO 5 FEM programına göre S2 yamacı için çeşitli taş dolgu tasarımı yapılarak 2m lik ağ doku teşkil edilmiştir (Şekil 5). Yer altı suyu verileri GEO5 FEM programında kesite bağlı olarak Yer altı suyunun seviyesi ve zayıf yüzey etkisi kesitte yerleştirilerek stabilite analizi yapılmıştır. Bu 10 m genişliğindeki seyl taş dolgusu jeostatik basınç ve gerilmeye bağlı olarak kritik kesilme yüzey bölgesinde kaymayı engellemektedir. S3 yamacı için 3mlik kalker taş dolgu tasarımı yapılarak 3m lik ağ doku teşkil edilmiştir (Şekil 6). Ayrıca uçucu kül ile ince seyl ve killi zemin sağlamlaştırılmıştır. Bu 3 m

genişliğindeki kalker taş dolgusu jeostatik basınç ve gerilmeye bağlı olarak kritik kesilme yüzey bölgesinde kaymayı tamamen engellemektedir. Ayrıca 1m genişliğindeki ve 10 m yüksekliğindeki beton-kaya dolgusu güvenlik katsayısı değerlerini 3 ün üzerine çıkarmıştır. (Şekil 7)

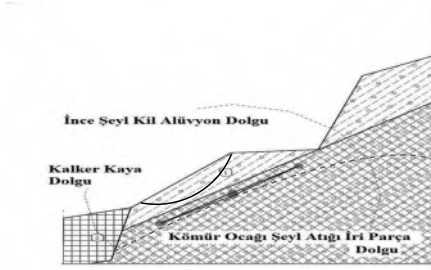


Şekil 3 a. S2 İnceleme alanının yamaç kesiti topolojisi 10 m lik meş, b. GEO5 FEM duraylılık analizi Deformasyon, Kırmızı 30mm duraysız kesilme yerdeğişimi.

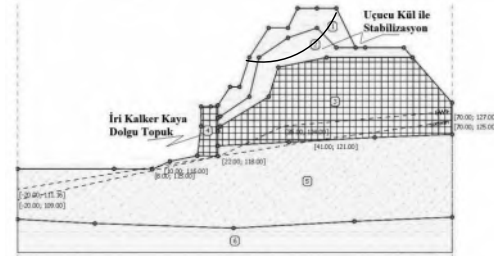


Şekil 4. S3 İnceleme alanının kalker topuk dolgusuz yamaç kesiti, GEO5 FEM duraylılık analizi. Deformasyon, Kırmızı duraysız kesilme yüzeyi

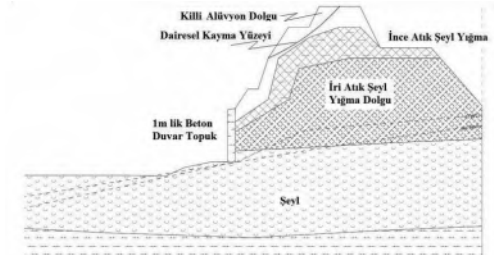
Yapılan olumsuz zayıf kayma yüzeyi etkisi Şekil 8a de görüldüğü gibidir ve tasarım 2m'lik meş örgü dokuda zayıf yüzey gerilme sıklığı teşkil eder. Bu tasarımda dahi taş dolgu topukları ile stabilitenin sağlandığı, güvenlik katsayısı değerleri 3 ün üzerine çıkmıştır.



Şekil 5. S2 İnceleme alanındaki duraysız alüvyon yamaç kesitinin topuk dolgu ile stabilizasyonu, GEO5 FEM stabilize analizi.



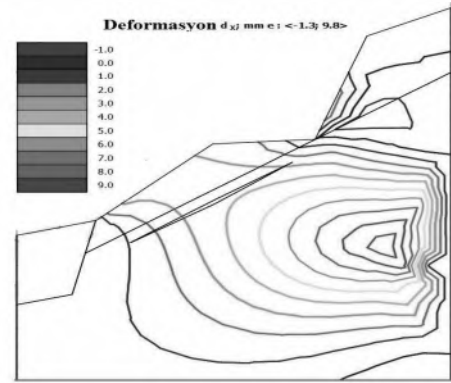
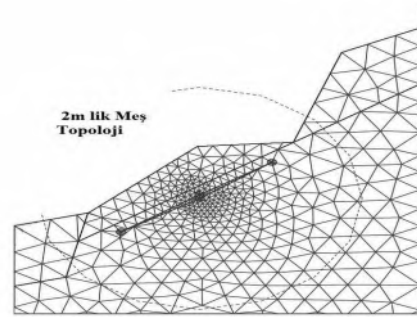
Şekil 6. S2 İnceleme alanındaki duraysız alüvyon yamaç kesitinin topuk dolgu ile stabilizasyonu, GEO5 FEM stabilize analizi.



Şekil 7. S2 İnceleme alanındaki duraysız alüvyon yamaç kesitinin topuk dolgu ile stabilizasyonu, GEO5 FEM stabilize analizi.

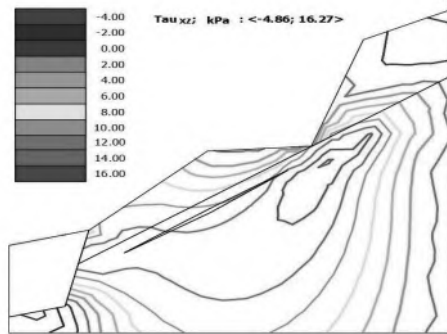
S3 yamacında dolgu kullanıldığı zaman duraysızlık oluşturacak yerdeğişimi deformasyon olarak Şekil 8b de görülmektedir ve yer değişimi maksimum olası kayma tabanın 20 m altında 9 mm'ye ulaşmıştır.(Şekil 8b)

S3 yamacında dolgu kullanıldığı zaman duraysızlık oluşturacak Kesme gerilmesi kPa olarak Şekil 9 de görülmektedir ve 10-16 kPa arasında değişmiş ve olası kayma tabanın da 16 kPa'a ulaşmıştır.

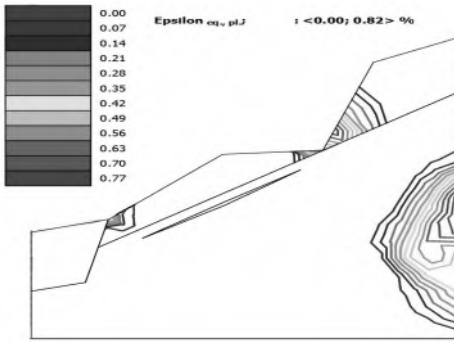


Şekil 8a. S3 İnceleme alanının kalker topuk dolgulu yamaç topolojisi 2 m'lik meş kesiti, b.GEO5 FEM duyarlılık analizi. Deformasyon, Kırmızı duraysız kesilme yüzeyi

GEO5 FEM programı ile kesitin içinde dolgunun stabiliteyi sağladığı Şekil 10 da görüldüğü üzere epsilon(x/z) yer değişim oranı % olarak hesaplamaktadır. Kayma olası tabanda oluşan kritik yer değişimi maksimum % 0.77 olarak Şekil 10 da görülür. Buna göre yığının dere kenarı civarında küçük boyutlu kayma riski olduğu görülmektedir.



Şekil 9. S3 İnceleme alanının kalker topuk dolgulu yamaç (1 m'lik meş) kesiti, GEO5 FEM duyarlılık analizi. Kesme gerilmesi, Kırmızı duraysız kesilme yüzeyi



Şekil 10. S3 İnceleme alanının kalker topuk dolgu yamaç (1 m'lik meş) kesiti, GEO5 FEM duyarlılık analizi. Epsilon %, Kırmızı duraysız kesilme yüzeyi

4. SONUÇLAR

Şırnak kentsel alan sınırına yakın bölgede yeralan Kömür Ocağı Atık yığınları 4 ayrı birimindeki yamaçın duraylılıkları ve yamaçlardan alınan zemin örneklerinin jeoteknik özellikleri arazi çalışmaları ve laboratuvar deneyleriyle araştırılmıştır. Yamaca ait stabilite risk haritası ve GEO5 FEM ve Şev Stabilite ve Kaya Stabilite programları ile analizler yüksek doğrulukta çabuk ve başarılı yapılabilmektedir. Zemin-kayaç dokunağı gibi yapısal bir özellikten dolayı veya kütle içinde, düşük makaslama dayanımlı düzlemsel seviyelerin varlığı halinde kayma yüzeyi düzlemsel gelişmektedir. Bu deneyle birlikte zemindeki optimum su muhtevası ve maksimum kuru birim hacim ağırlık belirlenerek, yamaçların stabilite hesaplamalarında kullanılmalıdır. Doğal bir şevin stabilitesini sıkıştırma parametreleri etkilemez. Çünkü bu parametreler istenilen şekilde sıkıştırılan zemine ait parametrelerdir. Yapay şevlerde sıkıştırma parametreleri doğrudan kullanılmalıdır. Doğal bir şevde heyelan tehlikesi varsa, sıkıştırma yapılması durumunda bu parametreler kullanılarak stabilite analizleri karşılaştırılmalıdır. Kayma tehlikesine karşı alınacak önlemlerde şev önüne sıkıştırılmış dolgu ve taş dolgu yapılmalıdır veya şevde kademeli şev eğimi yapılabilir. Aynı zamanda doğal zemin bir miktar kazılarak tekrar sıkıştırma parametrelerine göre sıkıştırılır. Bu durumda stabilite analizlerinde sıkıştırılmış zemine ait parametreler kullanılabilir. Kaya örnekleri üzerinde gerçekleştirilen laboratuvar deneyleri sonucunda yamaç dolgu malzemelerinin ince ve kalker dolgusu için sırasıyla, kohezyon değerinin 50 – 120 kpa, içsel sürtünme açısının 30.5 – 34.4° arasında değiştiği belirlenmiştir. Zeminlerin ise birleştirilmiş zemin sınıflamasında plastik olmadığı belirlenmiştir. Bu bilgiler ışığında

gerçekleştirilen stabilite analizlerinden, S4 nolu yamaçın stabil olduğu, S1, S2 ve S3 nolu yamaçların ise stabil olmadığı ve taş dolgu ile stabil olacağı sonucuna varılmıştır.

Şırnak Kenti ve çevresi, Türkiye Deprem Bölgeleri Haritasına göre birinci derecede tehlikeli bölge içerisinde yer almaktadır. Bu bölge Güney Doğu Anadolu Fayı etki alanında kaldığı için yörede sık depremler meydana gelmekte ve bu depremlere bağlı olarak da bazı tektonik hareketler oluşmaktadır. GEO5 programında bu etki yanal 0,2 yük olarak aktarılmış ve kaya dolgusunda stabilite sağlanmıştır. Ancak yerleşim binalarını gören yamaçlarda ankraj uygulaması ile tehlike giderilebilir.

Ayrışma kayaçların büyük ölçüde değişikliğe uğramasına, taneler arasındaki bağın zayıflamasına ve tamamen yok olmasına neden olmaktadır. Çalışma alanında ayrışma sonucu zayıflayan kayaçlar kolayca erozyona uğramakta yamaç ve şevlerin eğim açıları ile yüksekliklerini değiştirmektedir. Çalışma alanındaki kayaçlarda görülen ayrışma da stabilite problemlerine olumsuz etkilemektedir.

Çalışma alanında gerçekleştirilen jeoteknik analiz neticesinde, gelecekte çok büyük boyutlu yığınlar için tehlike değerlendirilmeli ve sahaya uygun reklamasyon yöntemleri belirlenmelidir. Ayrıca çalışma alanının proje kapsamında kentsel kullanıma açılacak olması sebebiyle de bölgede duraysızlığı önleyici yöntemler araştırılması ve geliştirilmesi ayrı bir önem arz etmektedir.

SEMBOLLER

c' kg/cm ² :	Efektif Kohezyon
c kg/cm ² :	Kohezyon
Φ^0 :	Efektif içsel sürtünme açısı
Φ_0 :	İçsel sürtünme açısı
τ kg/cm ² :	Kesme gerilmesi
σ kg/cm ² :	Normal gerilme
I_p :	Plastisite indeksi
L_1 :	Likit limit
P_1 :	Plastik limit
W_{opt} :	Optimum su muhtevası
$\gamma_{doğal}$ g/cm ³ :	Doğal birim hacim ağırlık
γ_{doygum} g/cm ³ :	Doygun birim hacim ağırlık
γ_{kuru} g/cm ³ :	Kuru birim hacim ağırlık
γ_{kmax} g/cm ³ :	Maksimum kuru birim hacim ağırlık
γ_s g/cm ³ :	Tane birim hacim ağırlık
k :	Permeabilite katsayısı
S1,S2,S3,S4:	1, 2, 3, 4 nolu yığınlar
S11 :	1 nolu yığının 1 nolu bölgesinden alınan örnek
SP :	Birleştirilmiş zemin sınıflamasında; kötü derecelenmiş kum, çakıllı kum, ince malzeme çok az veya hiç yok

KAYNAKLAR

- Altınlı, E. İ., 1978 "Uluslararası Stratigrafi Kılavuzu" TPAO Yerbilimleri Yayınları, Ankara, Nura Matbaası..
- Anbalagan, R., 1992, Landslide hazard evaluation and zonation mapping in mountainous terrain" Engineering Geology, 32:269-277,
- Anonim, a 2013, GEO5 - Engineering Manuals - Part 1, - Part 2. <http://www.finesoftware.eu/geotechnical-software/>
- Anonim, b 2009, GEO5 - FEM - Theoretical Guide <http://www.finesoftware.eu/geotechnical-software/>
- Anonim, c 2011, "Türkiye Deprem Bölgeleri Haritası", Afet ve Acil durum Yönetimi Başkanlığı Deprem Dairesi Başkanlığı, Ankara
- Anonim, d 2012, Şırnak İl Özel İdare Raporları.
- ASTM, 1990 "Standard Test Method for Direct Shear Test of Soils Under Consolidated Drained Condition", D3080-90,
- Bishop, A.W., 1955, The use of the slip circle in the stability analysis of earth slopes, Geotechnique, Vol. 5, 7-17.
- Dramis, F., Sorriso-Valvo, M., 1994 "Deep-Seated gravitational slope deformations, related landslides and tectonics", Engineering Geology 38, 231- 243.,
- Görög P & Török Á, 2007 Slope stability assessment of weathered clay by using field data and computer modelling: a case study from Budapest ,Natural Hazards and Earth System Sciences, 7, 417-422, www.nat-hazards-earth-syst-sci.net
- Görög P & Török Á, 2006, Stability problems of abandoned clay pits in Budapest, IAEG2006 Paper number 295 , The Geological Society of London
- Güz, H , 1987, "Geoteknikte Gelişmeler", DSİ Yamaç ve Şevlerin Stabilitesi ve Dayanma Yapıları Semineri, Samsun
- Höek, E., 1970, Estimating the stability of excavated slopes in opencast mines, Institution of Mining and Metallurgy, A105, A132
- Höek, E. ve Bray, J.W., 1977, Rock slope engineering, Stephen Austin and Sons Ltd, Hertford, 402 s.
- Hoek, E., 2013. Practical Rock Engineering, Hoek notes by Evert Hoek. <http://www.rocksience.com>
- Hutchinson, JN., 1995"Landslide hazard assessment. Keynote paper. In: Bell DH (ed) Landslides, Proceeding of 6th international symposium on landslides", Christchurch, New Zealand, vol 1. Balkema, Rotterdam, pp 1805-1841,
- Jia C.Q., Huang Q.W. Huang M.S., 2008, Numerical bound analysis of stability problems of rock and soil masses, Boundary Rock Mechanics, Taylor&Franchis, London
- Lambe, W.T. ve Whitman, R.V., 1969, Soil mechanics, John Wiley and Sons, New York
- Paşamehmetoğlu, A.G., Özgenoğlu, A., Karpuz, C, 1991, Kaya Şev Stabilitesi, 2. Baskı , T.M.M.O.B Maden Müh. Odası Yayınları, Ankara, Mayıs.,
- Pruška, J., 2009, Comparison of geotechnic softwares - Geo FEM, Plaxis, Z-Soil , XIII ECSMGME, Vaníček et al. (eds). CGtS, Prague, ISBN 80-86769-01-1, (Vol. 2)
- Singh, B., Goel, R.K., 1999, Rock Mass Classification A practical Approach in Civil Engineering, Elsevier, 1999, NY.
- Schantz, D., 2007, Experimental Unsaturated Soil Mechanics, Springer, Germany.
- TSE, 1987 "İnşaat Mühendisliğinde Zemin Laboratuvar Deneyleri", TS 1900, UDK 624.131, 1. Baskı, Ankara, Nisan
- TSE, 1975 "İnşaat Mühendisliğinde Sondaj Yolları İle Örselenmiş ve Örselenmemiş Numune Alma Yöntemleri", TS 1901, UDK 622.233- 624.131.36, 1. Baskı, Ankara, Nisan.
- TSE, 1991 "Yamaç ve Sevrin Dengesi ve Hesap Metodları-Zeminde", TS 8853, UDK 624.137- 624.131, 1. Baskı, Ankara, Şubat.
- Ulusay, B 1982, Şev Açılarının İlk Yaklaşım Olarak Hesaplanmasında İki Yeni Pratik Yöntemin Konya-Çumra Manyezit Sahasına Uygulanışı, Jeoloji Müh.Der.Ocak 30-41
- Ulusay, R., "Uygulamalı Jeoteknik Bilgiler", JMO yayınları, Ankara, 1989.
- Ulusay, R., 1982 "Şev Stabilitate Analizlerinde Kullanılan Pratik Yöntemler ve Jeoteknik Çalışmalar", MTA Yayınları, Eğitim Serisi, 25,
- Vaneckova, V , Laurin J, Pruska J, 2011, Sheeting Wall Analysis by the Method of Dependent Pressures, Geotec Hanoi - ISBN 978 - 604 - 82 - 000 - 8 ID No./ pp. 7
- Wiley, L., 1987 "Slope Stability Geotechnical Engineering and Geomorphology", England,

5. BÖLÜM

5. CHAPTER

TÜNEL UYGULAMALARI

TUNNEL APPLICATIONS

Bir iletim tüneline uygulanan kazı ve destek sistemlerinin Q sistemine göre değerlendirilmesi

Evaluation of excavation and support systems by Q system in a transmission tunnel

S. Turan

Ata Grup Teknolojik Yatırımlar İnşaat Sanayi ve Ticaret A.Ş., İstanbul

İ. Ocak

İstanbul Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, İstanbul

H. Eker

İstanbul Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, İstanbul

ÖZET: Çağlayan Regülatörü ve HES Projesi Fırat Havzası'nda Ulu Dere ve Erikli Deresi üzerinde yer almaktadır. Projenin amacı sadece elektrik enerjisi üretmek olup, sulama ve taşkın kontrolü gibi amaçları bulunmamaktadır. Tünelin kesiti at nalı şeklindedir. Tünelin uzunluğu 1.967,09 m. olup, tünelin iç çapı 3,80 m. ve kazı çapı 4,00 m.'dir. Bu çalışmada; bir HES projesindeki iletim tüneline uygulanan kazı ve destek sistemlerini Q sistemine (Kaya kütle değeri) göre değerlendirilmiştir. İletim tüneli güzergâhı dört bölgeye ayrılmış ve her bölge için Q sistemi, kaya kütle sınıfı ve destek sistemi belirlenmiştir.

ABSTRACT: Çağlayan regulator and HEPP project is located on Ulu watercourse and Erikli watercourse in Fırat watershed. The aim of the project is only to produce electrical energy, irrigation and flood control purposes is not available. Cross-section of the tunnel is shaped like horseshoe. Length of the tunnel is 1967.09 m, internal diameter of the tunnel is 3.80 m and excavation diameter is 4.00 m. In this study, in transmission tunnel of the dam project's excavation and support systems have been evaluated according to the Q system. The transmission tunnel route has divided into four regions and Q system, the rock mass class and the support system was calculated for each zone.

1 GİRİŞ

Ampirik tasarım yaklaşımlarının temel esası kaya kütleli sınıflama sistemleridir ve mühendislik uygulamalarında yaygın olarak kullanılmaktadır. Bugün, açılmakta olan tünellerin bir çoğunda bu sınıflama sistemlerinden yararlanılmaktadır (Deere vd, 1970).

Kaya kütlelerinin sınıflandırılması, kaya kütlelerinin davranışlarını ve karakterini belirlemek açısından önemlidir. Bu amaçla ilk ciddi çalışma 1946 yılında Terzaghi tarafından yapılmıştır. Günümüze kadar geçen süreçte farklı araştırmacılar tarafından farklı sınıflama sistemleri önerilmiştir. Kaya kütle sınıflama sistemlerinde özellikle zayıf-çok zayıf kayalarda doğru sonuçlar üretmek oldukça zor ve tecrübe gerektirmektedir (Ulusay ve Sönmez, 2007).

Q sistemi, Barton ve arkadaşları tarafından geliştirilmiştir. Sistem uzun yıllar kullanıldıktan sonra tahkimat sistemleri seçimine yönelik bölümü, Grimstad ve Barton tarafından yeniden düzenlenmiştir (Grimstad ve Barton, 1993).

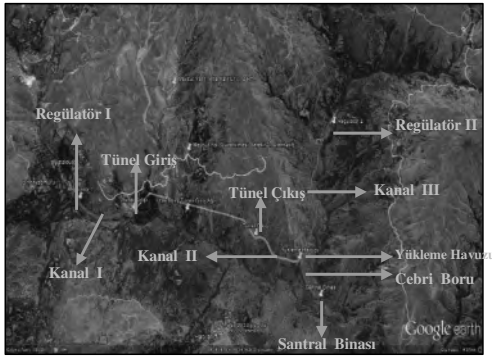
Bu çalışmada bir hidro elektrik santrali (HES) projesinde yapılan iletim tüneli güzergâhı boyunca karşılaşılan kaya birimlerinin Q değerleri hesaplanarak, kaya kütle sınıflarının ve destek sistemlerinin belirlenmesi amaçlanmıştır.

2 PROJENİN TANITIMI

Çağlayan Regülatörü ve HES Projesi Fırat Havzası'ndaki Ulu dere ve Erikli deresi üzerinde yer almaktadır (Şekil 1). Proje mansabında Karakaya barajı bulunur. Ayrıca projenin

mansabında Çardaklı HES Projesi de planlanmaktadır (Turan, 2013).

Projenin amacı sadece elektrik enerjisi üretmek olup, sulama ve taşkın kontrolü gibi amaçları bulunmamaktadır. Projede, iletim kanalı 1'i geçen sular iletim tüneline ulaşacaktır. Tünelin kesiti at nalı şeklindedir. Tünelin uzunluğu 1.967,09 m olup, tünelin iç çapı 3,80 m ve kazı çapı 4,00 m'dir. 3,80 m çaptaki ve 0.0004 eğimli tünelden 5,40 m³/s'lik debili su geçecektir. Su yüksekliği 1,64 m, su hızı 1,24 m/s olacak ve maksimum kapasiteye %55 doluluk oranında ulaşılacaktır (ÇRHFR, 2012).



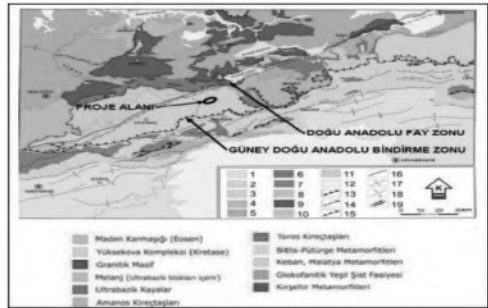
Şekil 1. Proje alanının uydudan görünümü

Tünel açma yöntemi olarak Yeni Avusturya tünel açma metodu (NATM) kullanılmaktadır. Tünel kazısı yerine göre kazıcı-yükleyici (beko-loder) makine veya delme-patlatma yöntemi kullanılarak yapılmaktadır (Turan, 2013).

3 TÜNEL JEOLJİSİ

İletim tüneli güzergâhının jeolojisinde, Pütürge metamorfilerine ilişkin şistler yer almaktadır. İletim tünelinin 0+000.00- 1+967.09 km arasında; şist, mikaşist, kalkışist kireçtaşı, dolomitik kireçtaşı, kiltası gibi birimler bulunmaktadır. İletim tüneli güzergâhında yüzeylenen Hoya formasyonuna ait kireçtaşı-dolomitik kireçtaşı seviyeleri sert, sağlam ve yüksek dayanımlıdır. Yer yer yüzeyel ayrışma ve yamaç molozu örtüsüne rastlanmaktadır. Güzergâh boyunca kalınlığı 1-3 m arasında değişen, yer yer 5 m'ye ulaşan yamaç molozu oluşumları gözlenmektedir. İletim hattında taşıma gücü ve duraylılık problemi bulunmamaktadır. Tünel güzergâhı boyunca hakim olan diğer kaya birimleri ise killi kireçtaşı,

dolomitik kireçtaşı ve kireçtaşlarıdır. Killi kireçtaşı seviyeleri orta kalın tabakalıdır. Dolomitik ve kireçtaşı seviyeleri kalın ve masif tabakalıdır. Üst kısımlarda ise kalın tabakalı kireçtaşı ve masif görünümlü dolomitik kireçtaşları egemendir. Kireçtaşlarında gelişen eklemlemler genellikle 30-300 cm, yer yer 10-80 cm aralıklı; 1-15 m süreklilikte, yüzeye yakın kısımlarda açık (0,5-2 cm), derine inildikçe genelde kapalı (0,1-0,5 mm) ve pürüzlüdür. Arazide çekiç darbesine verdiği tepkiye göre killi kireçtaşları düşük- orta dayanımlı (40-70 MPa), dolomitik kireçtaşları 50-100 MPa dayanımlı ve yer yer yüksek dayanımlıdır (150 MPa). Kireçtaşlarında kristalize seviyeler görülmektedir. RMR ve Q kaya kütlesi sınıflamalarına göre formasyonu oluşturan ve egemen olan dolomitik kireçtaşları iyi kaya özelliğindedir (Sungurlu, 1974). Şekil 2'de proje alanı jeolojik yapısı gösterilmiştir.



Şekil 2. Proje alanı jeolojik yapısı (ÇRHFR, 2012).

4 KAZI VE DESTEKLEME METODU SEÇİMİ

Yeraltı kazılarının güvenli ve ekonomik olarak gerçekleştirilmesi, belirlenen kaya sınıflaması ve buna bağlı olarak öngörülen tünel destek tasarımı ile doğru orantılıdır. Günümüz modern tünelcilğinde projelendirme aşamasında esas teşkil eden kaya sınıflamalarında kayanın kütle özelliği dikkate alınmaktadır. Bu çalışmada, tünelcilikte yaygın olarak kullanılan Q Kaya Sınıflama Sistemine göre söz konusu projenin kazı ve destekleme sistemi incelenmiştir. Q sınıflama sistemi ile ilgili ayrıntılı bilgi için ilgili literatüre (Barton vd, 1974; Ulusay ve Sönmez, 2007) bakılabilir.

Q sistemini kullanarak kazının mekanik davranışını ve tahkimat gerekçesi gerekeceğini bulabilmek için Barton, Lien ve Lunde (Barton vd, 1974) eşdeğer kazı boyutu (D_e) olarak adlandırdıkları yeni bir kavram tanımlamışlardır.

Eşdeğer boyut, kazı çapının, tavan açıklığının veya kazı yüksekliğinin (hangisi en büyük ise); kazı tahkimat oranına (ESR) bölümü olarak tanımlanmıştır. ESR değerleri Çizelge 1'de gösterilmektedir.

Çizelge 1. ESR Değerleri

Kazı türü	Orijinal ESR	Güncel ESR
A Geçici (kısa süreli) maden kazıları	3 - 5	2-5
B Uzun süreli (kalıcı) maden kazıları, su tünelleri, geniş yeraltı kazıları	1,6	1,6- 2,0
C Geniş yeraltı depolama odaları, demiryolu tünelleri, yaklaşım tünelleri	1,3	1,2- 1,3
D Enerji santralleri, tünel girişleri, büyük karayolu ve demiryolu tünelleri	1	0,9- 1,1
E Yeraltı nükleer enerji santralleri, demiryolu istasyonları, gaz nakil tünelleri	0,8	0,5- 0,8

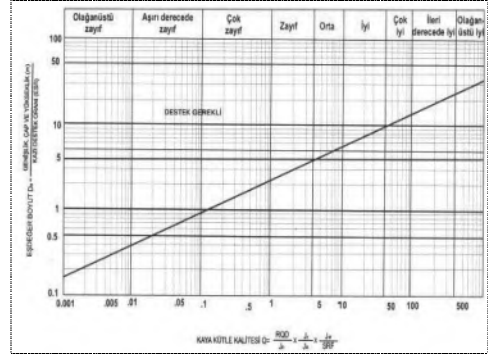
D_e parametresi 1 numaralı formülle bulunmaktadır (Barton vd, 1974);

$$D_e = \frac{\text{kazının genişliği, çapı veya yüksekliği}}{\text{Kazı destek oranı (ESR)}} \quad (m) \quad (1)$$

Bu çalışma için D_e değeri aşağıdaki gibidir.

$$D_e = \frac{4,00}{1,60} = 2,5 \text{ m}$$

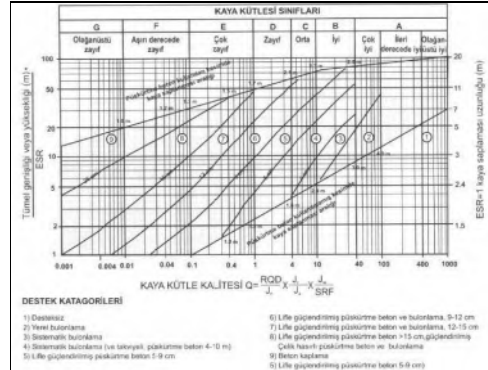
Kazı çapı 4,00 m olarak alınıp formülde bu değere göre hesaplama yapıldığında eşdeğer kazı boyutu $D_e = 2,5$ m bulunur. Bu eşitlikteki ESR değeri yeraltı açıklığının duraylı kalabilmesi için yerleştirilen destek sistemi üzerinde etkisi olan bir güvenlik katsayısıdır. Eski ve güncel ESR değerleri Çizelge 1'de gösterildiği gibidir. Q sisteminde, olağanüstü iyi kaya kategorisinden olağanüstü zayıf kaya kategorisine doğru değişen 9 farklı kaya sınıfına sahiptir. Q ile D_e arasındaki ilişki Şekil 3'te verilmiştir (Barton vd, 1974).



Şekil 3. Q ve D_e arasındaki ilişki ve Q sisteminde kaya kütlesi sınıfları (Barton vd, 1974).

Q Sisteminde destek seçiminde, Şekil 4'te verilen haliyle kullanılmaktadır. Burada bulunan destekler (geçici ve kalıcı) açıklığın tavanı ile ilgili olup yan duvarlar için aşağıdaki önerilen Q değerleri hesaplanarak destek sistemi bulunur (Grimstad ve Barton, 1993).

$$\begin{aligned} Q > 10 & \text{ ise } Q_{\text{duvar}} = 5Q \\ 0.1 < Q < 10 & \text{ ise } Q_{\text{duvar}} = 2.5Q \\ Q < 0.1 & \text{ ise } Q_{\text{duvar}} = Q \end{aligned}$$



Şekil 4. Q Sistemi için güncelleştirilmiş destek sisteminin seçimi (Grimstad ve Barton, 1993).

4.1 Q puanı ve kaya kütlesi sınıfının bulunması

Tünel güzergâhından elde edilen veriler, aşağıda verilen 2 numaralı eşitlikte yerine koyularak Q değerleri hesaplanmıştır.

$$Q = \frac{RQD}{J_n} \times \frac{J_r}{J_a} \times \frac{J_w}{SRF} \quad (2)$$

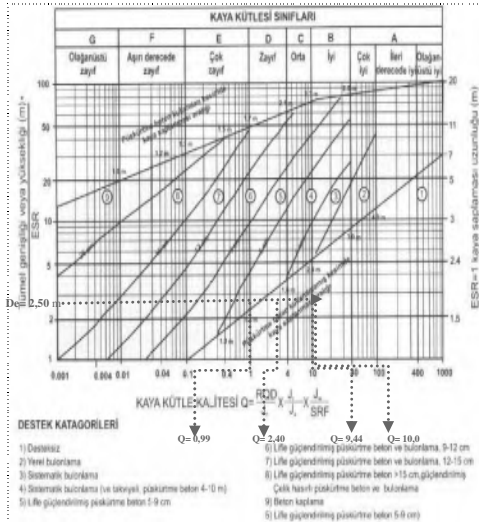
Güzergahın 1+500.00 - 1+967.00 kilometreleri arasındaki kayaç özelliklerine dayanarak eşitlik

2'ye göre Q değeri hesaplanmış ve 10 puan bulunmuştur. Bu değer $D_c=2,50$ değeri ile birlikte Şekil 5'de yerine koyulduğunda ise güzergâhın bu kesimindeki kaya kütle sınıfı **orta sınıf kaya** olarak bulunmuştur.

Güzergâhın 1+000.00 - 1+500.00 kilometreleri arasındaki kayaç özelliklerine dayanarak eşitlik 2'ye göre Q değeri hesaplanmış ve 9,44 puan bulunmuştur. Bu değer $D_c=2,50$ değeri ile birlikte Şekil 5'de yerine koyulduğunda ise güzergâhın bu kesimindeki kaya kütle sınıfı **orta sınıf kaya** olarak bulunmuştur.

Güzergâhın 0+500.00 - 1+000.00 kilometreleri arasındaki kayaç özelliklerine dayanarak eşitlik 2'ye göre Q değeri hesaplanmış ve 2,40 puan bulunmuştur. Bu değer $D_c=2,50$ değeri ile birlikte Şekil 5'de yerine koyulduğunda ise güzergâhın bu kesimindeki kaya kütle sınıfı **zayıf kaya** olarak bulunmuştur.

Güzergâhın 0+000.00 - 0+500.00 kilometreleri arasındaki kayaç özelliklerine dayanarak eşitlik 2'ye göre Q değeri hesaplanmış ve 0,99 puan bulunmuştur. Bu değer $D_c=2,50$ değeri ile birlikte Şekil 5'de yerine koyulduğunda ise güzergâhın bu kesimindeki kaya kütle sınıfı **çok zayıf kaya** olarak bulunmuştur.



Şekil 5. Bulunan kaya sınıfları değerlerinin gösterimi.

Q puanlarının hesaplanmasında kullanılan güzergâha ait kaya kütle kalitesi (RQD), eklem takım sayısı (Jn), eklem pürüzlülük sayısı (Jr) ve

eklem suyu indirgeme faktörü (Jw) değerleri Çizelge 2'de verilmiştir.

Çizelge 2. Q puanının hesaplanmasında kullanılan değerler.

Kilometre	RQD	Jn	Jr	Ja	Jw	SRF
0-0,5	40	12	1,5	1	1	5
0,5-1,0	60	10	1,6	1	1	4
1,0-1,5	85	9	2	1	1	2
1,5-1,9	90	9	2	1	1	2

4.2 En geniş desteksiz açıklığın (B_{max}) bulunması

Q sisteminde desteksiz olarak kalabilecek maksimum açıklığın boyutu aşağıda verilen 3 numaralı eşitlikten bulunabilmektedir (Barton vd, 1974);

$$B_{max} = 2 \text{ ESR} \times Q^{0,4} \quad (3)$$

B_{max} : En geniş desteksiz açıklık (m),

ESR : Kazı destek oranı,

Q : Kaya kütle kalitesi.

Tünel güzergâhından elde edilen veriler, 3 numaralı eşitlikte yerine koyulup Çizelge 3'de gösterilen değerler elde edilmiştir.

4.3 Tavan destek basıncının (P_{tavan}) bulunması

Q sisteminde oluşturulması gereken tavan destek basıncı aşağıda verilen 4 numaralı eşitlikten bulunabilmektedir (Barton vd, 1974);

$$P_{tavan} = \frac{2Q}{J_r} \times \frac{1}{3} \quad (\text{MPa}) \quad (4)$$

P_{tavan} : Tavan destek basıncı (MPa),

Q : Kaya kütle kalitesi,

J_r : Eklem pürüzlülük sayısı.

Tünel güzergâhından elde edilen veriler, 4 numaralı eşitlikte yerine koyulup Çizelge 3'de gösterilen değerler elde edilmiştir.

4.4 Kaya Saplama (bulon) boyutlarının tahmini

Q sisteminde kullanılması önerilen kaya saplama boyutu tavan ve yan duvarda farklıdır. Tavan ve duvarda kullanılması önerilen kaya saplama boyutları aşağıda verilen 5 ve 6

numaralı eşitliklerden bulunabilmektedir (Barton vd, 1974);

$$L_{\text{tavan}} = 2 + 0,15 \frac{B}{\text{ESR}} \quad (\text{m}) \quad (5)$$

$$L_{\text{duvar}} = 2 + 0,15 \frac{H}{\text{ESR}} \quad (\text{m}) \quad (6)$$

L : Kaya saplaması boyu (m),
B : Kazı genişliği (m),
H : Kazı boyu (m),
ESR : Kazı destek oranı.

Tünel güzergâhından elde edilen veriler, 5 ve 6 numaralı eşitlikte yerine koyulup Çizelge 3'de gösterilen değerler elde edilmiştir.

Çizelge 3. Hesaplanan tahkimat değerleri.

Mesafe (km)	Kaya Kütle Sınıfı	B _{max} (m)	P _{tavan} (MPa)	Bulon boyu (m)
0,0 – 0,5	Çok Zayıf	3,18	1,00	
0,5-1,0	Zayıf	4,54	0,75	L _{tavan} =2,38
1,0-1,5	Orta	7,84	0,47	L _{duvar} =2,46
1,5-1,9	Orta	8,03	0,46	

5 ELDE EDİLEN TAHKİMAT DEĞERLERİNİN SAHADA KULLANIMI

Proje kapsamında, yapılan kaya sınıfı değerlendirmeleri ve yerinde yapılan tetkiklere dayalı olarak ve tasarım açısından güvenli bölgede kalınmaya çalışılarak tünel güzergâhında üç sınıf kazı ve destek sisteminin uygulanmasına karar verilmiştir.

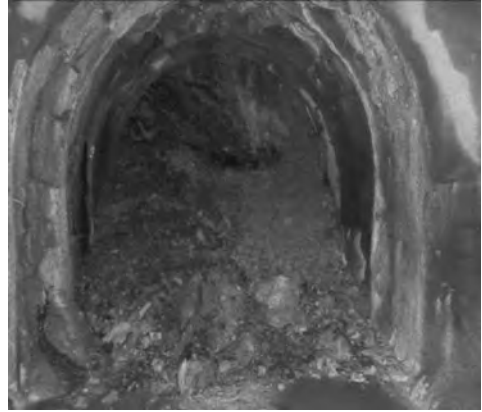
Q>4 ise sağlam (1. Sınıf) kaya
2<Q<4 ise orta sağlam (2. Sınıf) kaya ve
Q<2 ise zayıf (3. Sınıf) kaya şeklindedir.

Bu üç sınıfta kullanılan destekleme elemanları Çizelge 4'te verilmiştir. Bunlar;

Çizelge 4. Projede kullanılan kazı destek tipleri

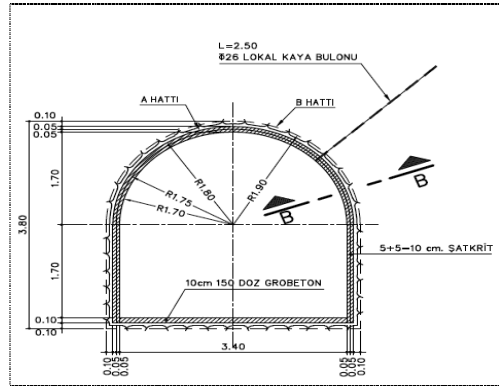
Destek sınıfı	Sağlam	Orta sağlam	Zayıf kaya
Çelik iksa	yok	var	var
Çelik hasır (kat)	1	1	2
Shotcrete (cm)	10-15	20	20
Bulon (adet)	4-5	6-7	7-8
Süren (adet)	yok	12(mak)	20 (mak)
Ano boyu (m)	1,5	1,0-1,2	0,8-1,0

Çalışmalar sırasında en büyük sorun, iletim tünelinin özellikle ilk 500 metresinde yaşanmıştır. Bu kısım zayıf kaya statüsünde olup, yukarıda Çizelge 4'de verilen şekilde kazı ve tahkimat gerçekleştirilmiştir. Ancak yine de zaman zaman göçük problemi yaşanmıştır (Turan, 2003) (Şekil 6). Bu kısımda, tünel aynasından tünel içine doğru herhangi bir sebeple akma olasılığından dolayı aynada destek göbeği bırakılarak kazı yapılmıştır. Ayrıca kazının çok problemlili olması durumunda bırakılan destek göbeği püskürtme beton, çelik hasır ve bulon ile güçlendirilmiştir.



Şekil 6. Zayıf kayada yaşanan ayna göçüğü.

Orta sağlam ve sağlam kaya kategorisinde yapılan çalışmalarda kazı ve destekleme çalışmaları sırasında önemli bir problemle karşılaşmamıştır. Bu kısımlarda kazı ve destekleme Çizelge 4'de öngörüldüğü gibi yapılmıştır (Şekil 7 ve Şekil 8).

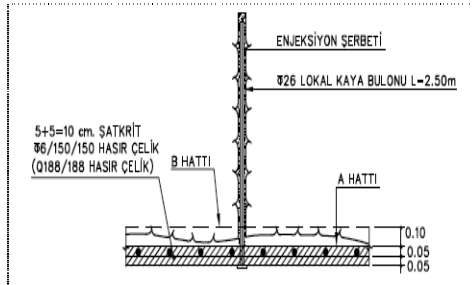


Şekil 7. Sağlam kayada kullanılan tahkimat elemanları (Turan, 2013).



Şekil 8. Orta sağlam kayada kullanılan tahkimat elemanları (Turan, 2013).

Projede kullanılan ve bulon boyu hesaplarında tavanda 2,38 m ve duvarda 2,46 m olarak hesap edilen kaya bulonları, sahada hem tavanda hem de duvarda 2,50 m uzunluğunda uygulanmıştır (Şekil 9).



Şekil 9. Projede kullanılan enjeksiyonlu kaya bulonları (Turan, 2013).

5 SONUÇLAR

Bu çalışmada, Çağlayan Regülatörü ve HES projesi iletim tüneli güzergâhı boyunca yapılan gözlemler ve çalışmalar sonucu, iletim tüneli güzergâhı km olarak dört bölgeye ayrılmış ve pütürge metamorfizmine ait şist ve kireçtaşı birimleri Q kaya sınıflama sistemine göre derecelendirilmiş, kaya kütle sınıfı tanımlamaları yapılmıştır.

Elde edilen Q değerlerine bağlı olarak tüneli güzergâhı için B_{mak} , P_{tavan} ve bulon boyları

hesaplanmıştır. Hesaplanan bu değerler göz önünde bulundurularak ve güvenli tarafta kalınmaya çalışılarak, tüneli kazılarında kullanılmak üzere kazı ve tahkimat tasarımı önerilmiş ve sahada kullanılmıştır.

KAYNAKLAR

- Barton, N., Lieu, R., ve Limde, I., 1974. Engineering Classification of Rock Masses for the Design of Tunnel Support. Oslo Norway, 106s.
- ÇRHFR, 2012. Çağlayan Regülatörü ve HES Fizibilite Raporu ATE Enerji Elektrik Üretim San. Tic. Ltd. Şti, syf.276.
- Deere, D. U., R. B. Peck and H. Parker, J.E. Monsees., and B.Schmidt., 1970, Design of Tunnel Support Systems, High. Res. Rec., no. 339, pp. 26-33.
- Grimstad, E. and Barton, N. 1993. Updating the Q-System for NMT. Proc. int. symp. onsprayed concrete - modern use of wet mix sprayed concrete for underground support, Fagernes. 46-66. Oslo: Norwegian Concrete Assn.
- Sungurlu, O., 1974. VI. Bölge kuzeyinin jeolojisi ve petrol imkanları: Türkiye İkinci Petrol Kongresi Tebliğlerinden, pp. 85-107.
- Turan, S., 2013. Çağlayan Regülatörü ve HES projesi iletim tüneline uygulanan kazı ve destek sistemlerinin değerlendirilmesi. İÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, İstanbul.
- Ulusay, R., ve Sönmez, H., 2007. Kaya Kütlelerinin Mühendislik Özellikleri, TMMOB Jeoloji Müh. Odası Yayınları, No: 60, Ankara, syf.292.

TBM ve NATM ile açılan tünellerdeki zamana bağlı deformasyonların analizi

Analysis of time depended deformation of TBM and NATM excavated Tunnels

M. Çilsal

Ceyhun Atfı KANSU Cad. No:100 Ata Plaza, Balgat, Ankara

H. Yavuz

Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Isparta

ÖZET: Ankara Metrosu 3. aşama projesi Batıkent ile Törekent istasyonları arasında tasarlanmış olup 16 km uzunluğunda iki ayrı hattan meydana gelmektedir. Tünellerin kazısında yumuşak zeminler için uygun olan LOVAT M-232 SE tipi Tünel Delme Makinesi (TBM) kullanılmıştır. TBM ile kazının yapıldığı ikiz tünellerde deformasyon ölçümleri gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada, tünellerin tavan ve yan duvarlarında ölçülen deformasyonlar ile yüzey çökmelerinin zamana bağlı değişimi incelenmektedir. Ayrıca yine bu çalışmada, aynı derinlik ve aynı jeolojik formasyonda Yeni Avusturya Tünel Açma Metodu (NATM) ile tünel kazısı gerçekleştirilen Ankara Hafif Raylı Toplu Taşıma Sistemi Projesi (ANKARAY) içerisinde yer alan Demirtepe-Kızılay delme tünellerindeki deformasyonların, TBM ile kazılan tünellerdeki deformasyonlar ile karşılaştırılması yapılmıştır. Yapılan analizler neticesinde TBM ile açılan tünellerde oluşan deformasyonların NATM ile kazılan tünellerde oluşan deformasyonlara göre daha az olduğu belirlenmiştir (Çilsal, 2003).

ABSTRACT: Ankara Metro 3. phase project is designed between Batıkent and Törekent Stations consist of two lines which are 16 km in length. LOVAT M-232 SE type TBM which is appropriate for soft ground was used for the excavation of tunnels. The deformation measurements were carried out in TBM excavated tunnels. In this study, the changes of time depended deformations measured on top and side walls of tunnels and surface settlements were analyzed. Comparison of deformations between TBM excavated tunnels and Demirtepe-Kızılay bored tunnels excavated by NATM in Ankara Light Rail Transportation System Project (Ankaray) that both are excavated in same depth and same geological formations was performed as well. As a result of this study, it is found that deformations occurred in TBM excavated tunnels are less than NATM excavated tunnels (Çilsal, 2003).

1 GİRİŞ

Ankara Metrosu 3. faz projesi 16 km uzunluğunda olup 11 istasyondan oluşmaktadır. Bu proje, aç-kapa tünelleri, delme tüneller, viyadük ve hemzemin geçişlerini içermektedir (Güriş, 2002). İkiz tüp tünel olarak imal edilen her bir delme tünelin uzunluğu 950m'dir. Fizibilite çalışmalarında gerçekleştirilen sondaj çalışmaları ile delme tünel açma aşamasında elde edilen veriler ışığında zemin cinsinin şişen zemin özelliğine sahip Ankara Kili olduğu belirlenmiştir (Terzaghi, 1965). Ankara Kili açık kahverenkli-kahverenkli, yeşil-gri renkli olup düşük plastisiteli

ve karbonat fissürleri içermektedir. Ankara Kili içerisinde kum band ve merclekleride gözlemlenmiştir. TBM ile açılan tüneller 75 gün gibi kısa bir süre içinde tamamlanmıştır. 6 adet segment prekast beton halka şeklinde birleştirilerek 1,5 m uzunluğunda ilerleme adımları gerçekleştirilmiştir.

Ankaray Projesi 9 km uzunluğunda olup 10 istasyondan meydana gelmektedir. Bu projede aç-kapa tüneller, delme tüneller ve hemzemin geçitlerden oluşmaktadır. Delme tüneller üst yarı ve alt yarı kazısı şeklinde yapılmıştır. Üst yarı kazısı 35 m ilerledikten sonra alt yarı kazısına geçilmiş ve tünel bir ring yapısı şeklinde tamamlanmıştır (Ankaray Projesi, 1992). Delme

tünellerde karşılaşılan jeolojik birim genelde Ankara Kili olarak gözlemlenmiştir. Hem TBM hem de NATM ile yapılan tünel kazılarında tünel içinden deformasyon ve tünel dışından da yüzey çökme değerleri ölçülmüştür.

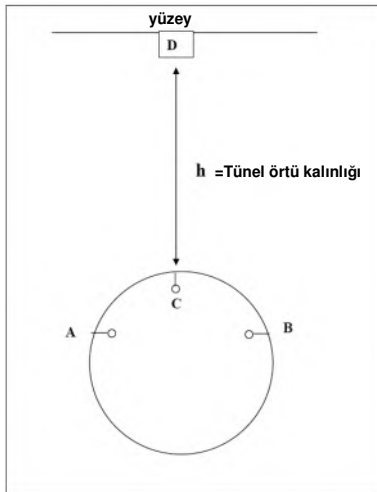
Bu çalışmada 15 m derinlikte ve aynı jeolojik birim içinde TBM ve NATM yöntemi ile yapılan tünel açma işlemlerinde ölçülen deformasyon ve yüzey çökme ölçümlerinin zamana bağlı değişimleri incelenmiştir.

2 TÜNEL İÇİ DEFORMASYON VE YÜZEY ÇÖKME ÖLÇÜMLERİ

Ankara Metrosu tünellerinde tünel içerisinden 3 noktadan (A, B ve C) ve tünel aksının iz düşümü olan yüzeyden (D) ölçümler alınmıştır (Şekil 1).

TBM ile yapılan tünel kazılarında deformasyon ölçümleri TBM'in toplam uzunluğunun 65 m olmasından dolayı ilk ölçümler tünel aynası ölçüm bulonunu 65 m geçtikten sonra yapılabilmiştir. NATM ile açılan tünellerde ise tünel aynası ölçüm istasyonunu yaklaşık 10 m geçtikten sonra ilk deformasyon ölçümleri yapılmıştır.

Yüzey çökme ölçümleri ise tünel aynasının ilerisindeki ölçüm istasyonuna yaklaşık 500 m kaldığında başlamış, tünel aynası ölçüm istasyonunu yaklaşık 200 m geçinceye kadar devam etmiştir.



Şekil 1. Tünel içi deformasyon ve yüzey çökmesi ölçüm noktalarının konumları

3 TBM VE NATM İLE AÇILAN TÜNELLERDEKİ GEOTEKNİK ÖLÇÜMLERİN KARŞILAŞTIRILMASI

15 m derinlikte ve aynı jeolojik birim olan Ankara Kili içerisinde her iki tip tünelin kazısında A, B, C ve D noktalarındaki ölçümler karşılaştırılmıştır (Şekil 1). Bu noktalarda ölçülen deformasyonların ve yüzey çökme değerlerinin zamana bağlı grafikleri çizilmiştir.

Çizelge 1'de TBM ile gerçekleştirilen tünel kazısı esnasında elde edilen ölçüm değerleri görülmektedir. Bu ölçüm istasyonunda toplamda 11 deformasyon ve 20 yüzey çökme ölçümü yapılmıştır. Tünel aynası ölçüm noktasını 335 m geçtikten sonra ölçümler terk edilmiştir.

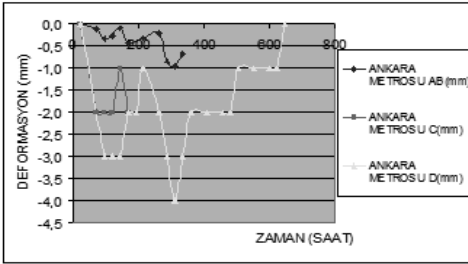
Çizelge 1. TBM ile açılan Ankara Metrosu 3. Aşama Eryaman delme tüneline ölçülen tünel içi deformasyon ve yüzey çökme değerleri

TARİH	KM	RİNG NO	AB (m)	FARK (mm)	C (m)	FARK (mm)	AYNA MESAFESİ (m)	DEF. NO	D (m)	FARK (mm)	AYNA MESAFESİ (m)
19.05.2002	6+830	500	4,79307	0,00	829,533	0	65	16	844,222	0	-540
21.05.2002	6+830	500	4,79295	-0,12	829,531	-2	95	16	844,219	-3	-180
22.05.2002	6+830	500	4,79273	-0,34	829,531	-2	125	16	844,219	-3	-170
23.05.2002	6+830	500	4,79281	-0,26	829,531	-2	155	16	844,219	-3	-160
24.05.2002	6+830	500	4,79297	-0,10	829,532	-1	170	16	844,22	-2	-150
25.05.2002	6+830	500	4,79264	-0,43	829,531	-2	185	16	844,22	-2	-142,5
27.07.2002	6+830	500	4,78983	-0,32			205	16	844,221	-1	-135
29.07.2002	6+830	500	4,79104	-0,20			245	16	844,22	-2	-120
30.07.2002	6+830	500	4,79222	-0,85			275	16	844,219	-3	-75
31.07.2002	6+830	500	4,79211	-0,96			305	16	844,218	-4	-60
01.08.2002	6+830	500	4,7924	-0,67			335	16	844,219	-3	-30
02.08.2002									844,22	-2	-20
04.08.2002									844,22	-2	0
06.08.2002									844,22	-2	30
07.08.2002									844,22	-2	60
08.08.2002									844,221	-1	90
10.08.2002									844,221	-1	120
12.08.2002									844,221	-1	140
13.08.2002									844,221	-1	150
14.08.2002									844,222	0	180

Şekil 2'de Ankara Metrosunun TBM ile açılmış tünelineki zamana bağlı deformasyonlar ve yüzey çökme değerlerindeki değişimler görülmektedir.

A-B noktaları arasında oluşan deformasyonlar 96-120 saatleri arasında bir artış sergilerken, 144-168 saatler arasında bu değerlerin düştüğü görülmektedir. 192. saatte deformasyon tekrar artarken 264. saatte deformasyonda bir azalma olduğu gözlemlenmiştir. 312. saatte -0,95 mm maksimum deformasyon değeri ölçülmüştür (-değer tünel içine doğru bir hareket, + değer ise tünel dışına doğru bir hareket olduğunu göstermektedir).

Yüzey çökme değerlerine bakıldığında 96. saatte -3 mm'lik bir çökme görülmektedir. 144. saate kadar herhangi bir çökme gözlemlenmezken 168 ve 192. saatlerde bu değer -2 mm olarak ölçülmüştür. 312. saatte maksimum değer olarak -4 mm ölçülmüştür. Daha sonraki okumalarda yüzey çökme değeri giderek azalmış ve 648'inci saatte 0 olmuştur.



Şekil 2. TBM ile açılan Ankara Metrosu 3. aşama Eryaman delme tüneline zamana karşı oluşan deformasyon ve yüzey çökme grafiği

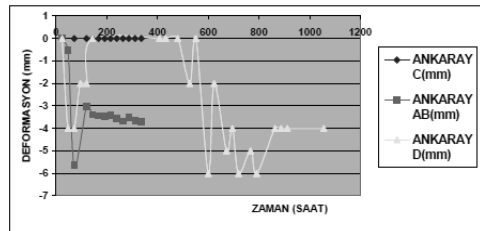
Çizelge 2'de NATM ile açılan Ankaray Demirtepe-Kızılay delme tünellerinde tünel içi deformasyon ve yüzey çökme ölçümlerinin zamana bağlı değişimleri görülmektedir. 15 m derinlikteki tünel kısmında 226'ıncı halkada toplam 13 tünel içi deformasyon, MS-6 ölçüm istasyonunda ise toplam 21 yüzey çökme ölçümü yapılmıştır. Tünel içi ölçümleri tünel aynası ölçüm yerini 43 m, yüzey çökme ölçümleri ise tünel aynası ölçüm yerini 30 m geçtikten sonra terk edilmiştir.

Çizelge 2. NATM ile açılan Ankaray Demirtepe-Kızılay delme tüneline ölçülen tünel içi deformasyon ve yüzey çökme değerleri

ANKARAY DEMİRTEPE-KIZILAY DELME TUNELLERİ TUNEL İÇİ VE YÜZEY JEOTEKNİK ÖLÇÜMLERİ												
TARİH	KM	ROUND NO	AB (mm)	FARK (mm)	C FARK (mm)	AYNA MESAFESİ (m)	TARİH	DEF.NO	D FARK (mm)	AYNA MESAFESİ (m)		
23.09.1993	0+022	226	4.53034	0		5	02.09.1993	MS-6	0609.482	0	73	
24.09.1993	0+022	226	4.52982	0.52		8	03.09.1993	MS-6	0609.478	-4	70	
25.09.1993	0+022	226	4.52471	5.04	0440.254	0	11	04.09.1993	MS-6	0609.478	-6	66
27.09.1993	0+022	226	4.52732	-3.02	0440.254	0	17	05.09.1993	MS-6	0609.481	-2	63
28.09.1993	0+022	226	4.52695	-3.38	0440.254	0	20	06.09.1993	MS-6	0609.481	-2	58
29.09.1993	0+022	226	4.52659	-3.44	0440.254	0	23	07.09.1993	MS-6	0609.483	0	57
30.09.1993	0+022	226	4.52687	-3.47	0440.254	0	26	18.09.1993	MS-6	0609.483	0	20
01.10.1993	0+022	226	4.52693	-3.41	0440.254	0	29	19.09.1993	MS-6	0609.483	0	17
02.10.1993	0+022	226	4.52677	-3.57	0440.254	0	32	21.09.1993	MS-6	0609.481	-2	11
03.10.1993	0+022	226	4.52665	-3.60	0440.254	0	35	22.09.1993	MS-6	0609.483	0	7
04.10.1993	0+022	226	4.52654	-3.55	0440.254	0	38	24.09.1993	MS-6	0609.477	-6	-1
05.10.1993	0+022	226	4.52658	-3.68	0440.254	0	40	25.09.1993	MS-6	0609.481	-2	-1
06.10.1993	0+022	226	4.52653	-3.71	0440.254	0	43	27.09.1993	MS-6	0609.478	-5	1
								28.09.1993	MS-6	0609.478	-6	4
								29.09.1993	MS-6	0609.477	-6	6
								01.10.1993	MS-6	0609.478	-5	10
								02.10.1993	MS-6	0609.477	-6	13
								05.10.1993	MS-6	0609.478	-4	19
								06.10.1993	MS-6	0609.478	-4	22
								07.10.1993	MS-6	0609.478	-4	24
								13.10.1993	MS-6	0609.478	-4	30

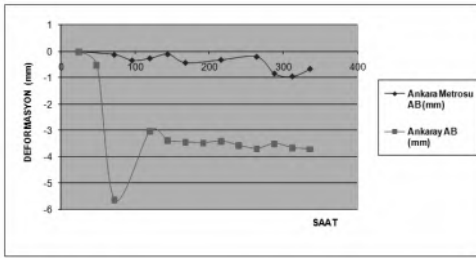
Şekil 3'de NATM ile açılan tünelin ölçüm istasyonlarındaki tünel içi deformasyonlarının ve yüzey çökme değerlerinin zamana bağlı değişimi görülmektedir. Tünel yan duvarında 72. saatte ölçülen deformasyon maksimum değerdedir ve -

5,64 mm olarak ölçülmüştür. Daha sonraki yapılan ölçümlerde deformasyon değeri -3 mm'nin biraz üzerinde değişken değerlerde okunarak tünel stabilitesini korumuştur. Yüzey çökme değerleri ise 48. saatte -4 mm olarak okunmuştur. 72'inci saatte yapılan ölçümde yüzey çökme değeri aynı kalmıştır. 168. saatte gelindiğinde çökme değeri 0 okunmuştur. 556. saatte yüzey çökme değeri birden artarak -6 mm maksimum değere ulaşmıştır. 768. saate kadar yapılan ölçümlerde değişken değerler okunurken 792. saatten sonra -4 mm değer olarak okunan çökme değeri 912. saate kadar olan zaman diliminde değişmemiştir.



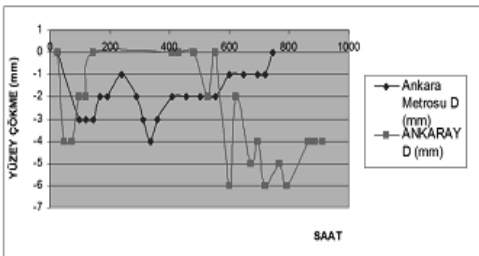
Şekil 3. NATM ile açılan Ankaray Demirtepe-Kızılay delme tüneline zamana karşı oluşan deformasyon ve yüzey çökme grafiği

Şekil 4'de TBM ile açılan Ankara Metrosu Eryaman tüneline A-B ölçüm noktaları arasındaki zamana bağlı deformasyonlardaki değişim, NATM ile açılan Ankaray Demirtepe-Kızılay delme tünelineki deformasyonlardaki değişim ile karşılaştırılmıştır. Eryaman tünelleri ile Demirtepe-Kızılay tünellerindeki A-B noktalarında oluşan deformasyon bakımından bir paralellik olduğu görülmektedir. Ancak Demirtepe-Kızılay tünellerindeki deformasyon Eryaman tünellerine oranla çok daha fazladır. TBM ile açılan Eryaman delme tünellerindeki tünel içi deformasyon değerleri -1 mm altında ölçülürken bu değer NATM ile açılan Demirtepe-Kızılay tünelleri için ortalama -3 mm'nin üstünde ölçülmüştür. Eryaman delme tünellerinde maksimum deformasyon değeri 312. saatte -0,96 mm olarak ölçülmüştür. Demirtepe-Kızılay tünellerinde ise maksimum değer 72. Saatte -5,64 mm olarak ölçülmüştür.



Şekil 4. TBM ile açılan Ankara Metro su 3. aşama Eryaman delme tüneli ile NATM ile açılan Ankaray Demirtepe-Kızılay delme tünellerindeki zamana bağlı değişen deformasyonların karşılaştırılması

Şekil 5'de TBM ile açılan Eryaman tünellerindeki yüzey çökme değeri 336'ıncı saatte maksimum -4 mm olarak ölçülürken bu değer NATM ile açılan Demirtepe-Kızılay tünellerinde 600'üncü saatte -6 mm olarak ölçülmüştür. Eryaman tünellerindeki yüzey çökme değeri 96 ile 144. saatler arasında -3 mm olurken zaman ilerledikçe yüzey çökme değerlerinde bir azalma olduğu gözlemlenmiştir. 336. saatte Eryaman tünellerinde yüzey çökmesi maksimum -4 mm olarak ölçülürken bu saatten sonraki ölçümlerde çökme değeri giderek azalmış ve 0 değerine ulaşmıştır. Demirtepe-Kızılay tünellerinde ise yüzey çökmelerinde zaman ilerledikçe değişken değerler ölçülmüştür. 48 ve 72. saatlerde -4 mm olarak ölçülen çökme değerleri azalarak 0 değerine kadar ulaşmış fakat 600. saatte bu değer birden -6 mm'ye kadar çıkmıştır. 864. saatten sonra çökme değeri sabitlemiş ve -4 mm olarak ölçülmüştür.



Şekil 5. TBM ile açılan Ankara Metro su 3. aşama Eryaman delme tüneli ile NATM ile açılan Ankaray Demirtepe-Kızılay delme tünellerindeki zamana bağlı değişen yüzey çökme değerlerinin karşılaştırılması

Şekil 5 incelendiğinde 360. saate kadar Eryaman tünellerindeki yüzey çökme değerlerinin Demirtepe-Kızılay tünellerindeki çökme değerlerinden daha fazla olduğu gözlemlenirken bu saatten sonraki ölçüm değeri incelendiğinde

Demirtepe-Kızılay tünellerindeki çökme değerlerinin artarak Eryaman tünellerindeki çökme değerlerini geçtiği görülmektedir.

4 SONUÇ

Bu çalışmada aynı jeolojik zemin içerisinde TBM ile açılan 1900 metre uzunluğundaki Ankara Metro su 3. Aşama Eryaman delme tünelleri ile NATM ile açılan 1200 metre uzunluğundaki Ankaray Demirtepe-Kızılay delme tünellerindeki tünel içi deformasyon ve yüzey çökme ölçümleri karşılaştırılmıştır. Elde edilen deformasyon ve yüzey çökme değerleri analiz edilerek her iki projedeki tünellerin duraylılığı tespit edilmiştir. Yapılan analizler neticesinde TBM ile açılan tünellerin NATM ile açılan tünellerden daha duraylı olduğu belirlenmiştir.

Buna göre Ankara Metro su 3. aşama Eryaman delme tünellerinde oluşan en yüksek deformasyon değeri -0,96 mm olarak tespit edilmiştir. Bu değer Demirtepe-Kızılay tünelleri için -5,64 mm olarak ölçülmüştür. Eryaman tünellerinde en büyük yüzey çökme değeri -4 mm iken bu değer Demirtepe-Kızılay tünelleri için -6 mm olarak ölçülmüştür.

Buradan da anlaşılabacağı üzere NATM ile açılan tünellerde tünel içi deformasyon değişimi ile yüzey çökme değerleri TBM'e göre daha fazladır.

TBM ile açılan tünellerde tünel içi deformasyonu ile yüzey çökme değerlerinin çok düşük çıkması tünel kazısının çok hızlı yapılması ve hemen arkasından tahkimata geçilmesi gösterilebilir. Oysa NATM ile açılan tünellerde kazı işlemi üst ve alt yarı kazısı biçiminde yapılmaktadır. Belli bir mesafe üst yarı kazısı yapıldıktan sonra alt yarı tahkimatına geçilmektedir. Bu yüzden tünelin tam ringte tamamlanması uzun zaman almaktadır.

Sonuç olarak TBM ile açılan tünellerde tünel kazısının hızlı olması ve hemen arkasından çok kısa süre içerisinde tünel tahkimatına geçilip tünelin tam ringte tamamlanması nedeniyle tünel içindeki deformasyon değerleri çok düşük çıkmıştır (Çısal, 2003). Bu da tünelin duraylılığına doğrudan olumlu etki etmektedir.

5 KAYNAKLAR

- Ankaray Projesi, 1992, Bayındır-Yüksel İnşaat Ortaklığı, Ankara
- Çısal, M., 2003, Ankara Metro su 3. Aşama Projesinde TBM ile Açılan Tünellerin Duraylılığının Analizi, Ankara
- Güriş, 2002, Ankara Metro su 3.Aşama İnşaatı, Ankara
- Terzaghi, K., 1965, Theoretical Soil Mechanics, 3. Edition

KAYAMEK'2014-XI. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu / ROCKMEK'2014-XIth Regional Rock Mechanics Symposium, Afyonkarahisar, Turkey

Tünellerde tasarım ve yapım aşamasında karşılaşılan kaya kütle koşullarındaki farklılıklar; Kaletepe Tüneli Örneği (Koyulhisar, Sivas) *Difference conditions of the rock mass between design via construction in tunnels; Sample of Kaletepe Tunnel (Koyulhisar, Sivas)*

Dursun ERİK

TC Karayolları 16. Bölge Müdürlüğü, Sivas

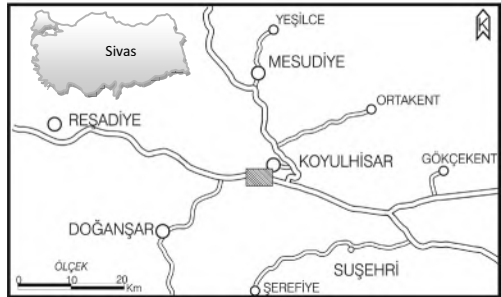
ÖZET: Kaletepe Tüneli, Koyulhisar'ın (Sivas) güneyinde, E200 karayolu üzerinde yer almaktadır. 12 m genişlik ve 8.5 m yüksekliğinde tek tüp olarak tasarlanan tünel, 390.5m uzunluğunda olup, aglomera-bazalt birimi içerisinde açılmıştır. Bu çalışmada tünel projesinde öngörülen kaya koşulları ile uygulamada karşılaşılan farklılıklar değerlendirilmiştir. Tünel hattı, giriş, çıkış ve orta bölge şeklinde üç yapısal bölgede incelenmiştir. Bunlardan, çıkış bölgesi için öngörülen RMR ve ÖNORM B2203 değerleri uygulamada karşılaşılanlar ile uyumluluk gösterirken, giriş ve orta bölgede farklılıklar sunmaktadır. Bunun temel nedenleri, başlangıçta tasarlanan jeolojik modelin eksik olması ve yapım sırasında kullanılan fazla miktardaki patlayıcı maddedir.

ABSTRACT: Kaletepe Tunnel is located on the on the highway E200 of south of Koyulhisar (Sivas). The Tunnel which is designed as single-tube consists of 12 m in width and 8.5 m in height and 400m long and was opened in agglomerate-basalt unit. The Tunnel line was examined under three structural regions as the beginning, middle and at the end parts .In this study the predicted and actual values rock mass rating values using ÖNORM B2203 standarts were compared. While RMR and ÖNORM values, which are predicted for end part, show similarity with values meet at application, present difference for beggining and middle part. It is concluded that there is difference between predicted and actual values due to the wrong geological modeling at the beginning of the project and the use of high amount of explosions during the excavation.

1 GİRİŞ

Tüneller, mühendislik yapıları içerisinde bilinmeyenlerin fazla olduğu ve değişken yer altı koşullarında inşa edilmeleri nedeni ile yapım öncesi detaylı araştırmalar gerektiren yapılarıdır (Erik ve Ertunç, 2012). Yer seçimi ile başlayan tasarım aşaması, tünel zeminindeki bilinmeyen unsurların sayısını azaltmak ve/veya basitleştirmeyi amaçlar. Tünel açılması planlanan sahanın jeo-mühendislik özelliklerinin doğru ve detaylı veriler ile değerlendirilmesi projenin sağlıklı bir şekilde sonuçlandırılması için oldukça büyük önem taşır. Tasarım için mühendislik jeolojisi araştırmaları kompleks jeolojik yapıların olduğu kesimler için oldukça büyük önem taşımaktadır (Nilsen, 1999). En küçük mühendislik jeolojisi verisi bile tasarım ve uygulama arasındaki kaya kütlesi koşullarının arasındaki farkı kabul

edilebilir seviyeye indirecektir (Panthi ve Nilsen, 2005). Tünel projelerinin hazırlanması ve tünelin yapımı için Kaletepe Tüneli örnek olarak değerlendirilmiştir. Kaletepe Tüneli, Sivas, Koyulhisar ilçesinin güneyinde yer almaktadır (Şekil 1).



Şekil 1. İnceleme alanının yerbulduru haritası

2 MATERYAL ve METOT

Bu çalışmada değerlendirilen Kaletpe tüneli 390,5 m uzunluğunda olup, 8,5 m yükseklik ve 12 m genişlikte tasarlanmıştır. Tünel zemini bazalt-aglomera litolojisinden oluşan Erdembaba volkanitlerinden oluşmaktadır (Şekil 2). Erdembaba volkanitleri kendi içinde, genç ve çok genç volkanitler olarak ikiye ayrılmıştır. Genç volkanitler, genellikle siyah, yer yer gri renkte, tabakasız, yer yer tabakalı ve tabaka eğimleri yataya yakın bazalt-aglomeralardan oluşmaktadır. Altere yüzeyleri cüruf görünümünde olup, yeşil likenlerle kaplıdır. Koyu renkli amfibol fenokristalleri, ikincil olarak yerleşmiş sarımsı silis kristalleri içerirler ve bunlar hemikristalin porfirik dokuludur. Labradorit, ojit ve kısmen serpantinleşmiş olivin fenokristalleri ve ikincil opak mineraller camsı hamur içerisinde olup, serpantin dolgulu boşluklar içermektedir (Mega, 2009). Kaletpe tüneli tasarımı sırasında, güzergah üzerinde bulunan kaya birimlerinin mühendislik özelliklerinin ayrıntılı olarak belirlenebilmesi amacı ile Tünel girişi, Orta Bölge ve Tünel Çıkışı olmak üzere üç yapısal bölgeye ayrılmış ve

mühendislik jeolojisi haritası ve boy kesiti hazırlanmıştır (Şekil 3). Bu bölgelerdeki kaya kütlelerinin mühendislik özelliklerinin belirlenebilmesi için kaya kütlelerinin davranışını önemli ölçüde denetleyen süreksizlikler, ISRM 1981'e göre incelenmiştir. Süreksizliklerin aralık, açıklık, devamlılık, pürüzlülük ve su durumları değerlendirilmiştir. Süreksizlik ölçümleri, birimin mostra verdiği kesimlerde Pahl (1981) tarafından önerilen pencere haritası yöntemine göre yapılmıştır. Sahanın oldukça sarp bir topoğrafyada yer alması nedeni ile tünel güzergahında sondaj yapılamamıştır. Tünel kotuna yakın seviyelerden alınan blok kayaç örneklerinden elde edilen karot numuneleri üzerinde ise laboratuvar deneyleri yapılmıştır. Bu deneyler ile tünelin içerisinde açılacağı kayaç malzemesinin indeks ve dayanım özellikleri belirlenmiştir. Elde edilen veriler ışığında tünel zemini yaygın olarak kullanılan kütle sınıflama sistemlerinden RMR ve ÖNORM B2203'e göre sınıflanmıştır. Tünel açılması sırasında, tünel kazısının her ilerleme adımında (Round) mevcut tünel aynasında inceleme yapılmış ve elde edilen bulgular tasarımda kullanılanlar ile karşılaştırılmıştır.



Şekil 2. Erdembaba volkanitlerinin tünel güzergahında görünümü

3. BULGULAR.

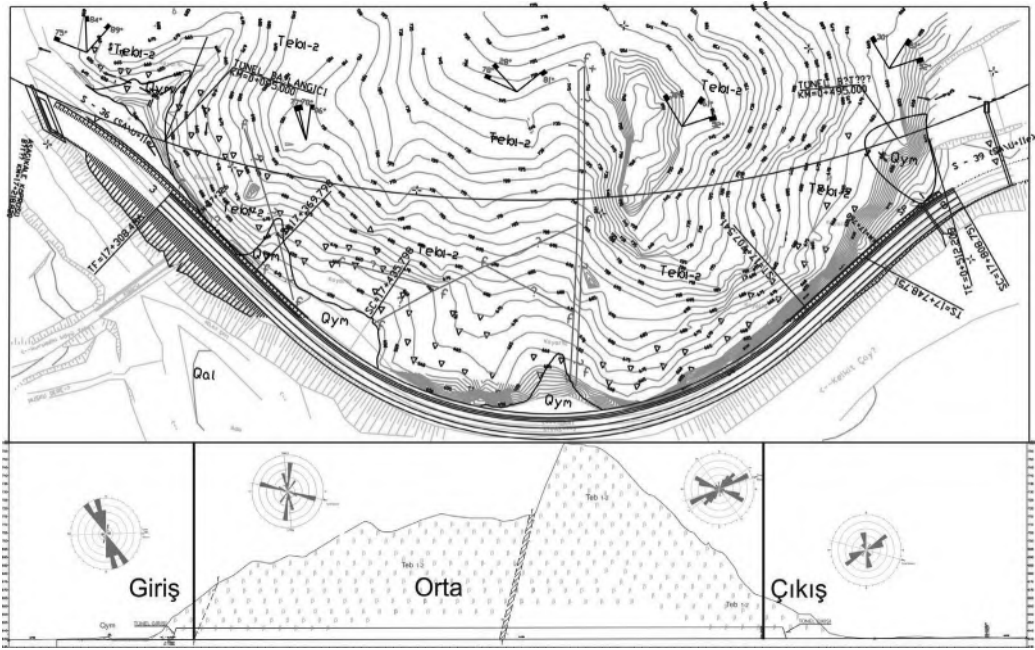
Tasarım aşamasında belirlenen kaya kütle özellikleri ve kaya kütle sınıflamaları üç yapısal bölgede değerlendirilmiştir (Şekil 3). Kaya kütle sınıflamaları, kayanın mostra verdiği kesimlerdeki süreksizlik incelemeleri ile yapılmıştır. Sahanın çok dik topoğrafyaya sahip olması nedeni ile sondaj yapılamamıştır. Bu nedenle sınıflamada kullanılan parametrelerden RQD değeri, tasarım aşaması için, Palmström (1982) tarafından önerilen ve hacimsel eklem katsayısı (J_v) kullanılan

eşitlikten faydalanılarak, uygulamada ise tünel aynasındaki gözlemlerle belirlenmiştir (Çizelge 1).

Çizelge 1. Yapısal bölgelere ait RQD değerleri

Y.Bölge	Tasarım		Uygulama
	J_v (eklem/m ³)	RQD (%)*	RQD (%)
Giriş	13	72	60-70
Orta	9-12	85-75	75-80
Çıkış	7	92	90-100

*RQD=115-3.3 J_v (Palmström, 1982)



Şekil 3. Tünel güzergahının mühendislik jeolojisi haritası ve boy kesiti (Mega, 2009'dan basitleştirilerek)

Tünel kazısı sırasında ise her ilerleme adımında tünel aynasının jeolojik haritası, süreksizlik ölçümleri ve belirli adımlarda aynadan alınan örnekler üzerinde laboratuvar da tek eksenli basınç (TEB) dayanımı deneyi yapılmıştır. Tasarım aşamasında ve uygulamadaki kayacın TEB değerleri Çizelge 2 de verilmiştir.

Çizelge 2. Yapısal bölgelerdeki kayaçların Tek Eksenli Basınç (TEB) dayanımı değerleri

Yapısal Bölge	Tek eksenli Basınç dayanımı (MPa)	
	Tasarım	Uygulama
Giriş	39	45
Orta	63	60
Çıkış	59	62

Bunların dışında süreksizliklerin yoğun olarak değişen özellikleri gruplandırılarak Çizelge 3' de verilmiştir. İlerleme mesafelerine göre değişimler yüzdelik dilimlerle halinde gösterilmiştir. İncelemede özellikle değişim gösteren parametreler (aralık, açıklık, devamlılık, su, ayrışma ve dalgallılık/pürüzlülük) dikkate alınmıştır. Bu parametrelerin ilerlenen mesafeye göre oransal yüzdelik dağılımları Çizelge 3'de görülmektedir. Bunlar arasında en büyük farklılık dalgallılık/pürüzlülük ve su durumunda ortaya

çıkılmaktadır. Bunun nedeni ise, tasarım aşamasında sadece yüzey incelemesinin yapılması ve süreksizliklerin bazı özelliklerinin yüzeysel koşullardaki değişimi olarak yorumlanmıştır. Sınıflama sistemlerinden RMR' ye göre yapılan değerlendirmede % 1–20 arasında değişim gözlenmektedir (Çizelge 4). Yeni Avusturya tünel açma metoduna göre, kazı –destek sistemlerinin belirlenmesinde kullanılan ÖNORM B2203 sınıflamasına göre ise Çıkış bölgesi hariç diğer bölgelerde farklılıklar izlenmiştir (Çizelge 4). Bunun nedeni ise kullanılan sınıflamanın görsel olarak yapılması, yüzeysel değerlendirme ile tünel aynasındaki durumun farklılığı ve kazı sırasında kaya kütlelerinin davranışının yerinde değerlendirilmesi olarak düşünülebilir.

4. SONUÇ

Bu çalışmada, Kaletpe tüneli kazı aşamasında yapılan ayna ölçümleri ile tünelin tasarımında kullanılan parametreler karşılaştırılmıştır. Özellikle farklılığın anlamlı oranda olduğu parametreler için değerlendirme yapılmıştır. Kaya kütle sınıflama sistemlerinden RMR' deki değişim incelenmiştir. Özellikle süreksizlik aralığı, süreksizlik duvarının durumu ve açıklık gibi parametreler yüzey ölçümlerine göre farklılıklar sunmuştur. Tasarım

aşamasında, saha koşullarının elverişli olmaması nedeni ile sondaj yapılamayan ve yüzey verilerinden elde edilen tasarım parametrelerinin kullanıldığı Kaletpe tüneline sondaj çalışmalarının önemi bir kez daha vurgulanmıştır. Özellikle, Yeni Avusturya Tünel Açma Yöntemine (NATM) göre kazı-destek sisteminin belirlendiği, ÖNORM B2203 Kaya sınıflamalarına göre, giriş bölgesi için % 20, orta bölge için % 0 ve çıkış bölgesi için ise % 100 oranında gerçekleşme sağlanmıştır. Bunun nedeni, giriş bölgesinde tünelin açılacağı kaya ortamının kalın bir kolüvyon ile örtülmesi, orta bölgede ise tünel kotunun

yüzeyden oldukça derinde olması ve yüzeydeki mostralara ile farklılık sunmasıdır.

Çıkış bölgesinde tasarım ve uygulamanın tamamen örtüşmesinin nedeni ise, bu kesimde örtü tabakasının bulunmaması ve çoğunlukla sağlam kaya koşullarının hakim olmasıdır. Yeterli sayıda ve derinlikte yapılacak sondajlar ile elde edilecek tasarım parametreleri, uygulama sırasında kullanılacak olan kazı - destek seçiminin doğru olarak belirlenmesini ve tasarım-uygulama arasındaki farkın minimize edilmesini sağlayacaktır. Bu durum, projenin ekonomik, hızlı ve doğru bir şekilde sürdürülebilmesi için oldukça önemlidir.

Çizelge 3. Kaletpe tüneli süreksizlik parametrelerindeki farklılıklar.

	Aralık		Açıklık		Devamlılık		Dalgallık/Pürüzlülük		Su		Ayrışma	
	T	U	T	U	T	U	T	U	T	U	T	U
GİRİŞ 0+000- 0+100	20- 60cm	%45 6- 20cm	1-5mm	%30 >5mm	1-3m	%40 <1m	Düz Basamaklı	%5 Düz	Yok	%90 Nemli	Az Altere	%60 Orta
		%5 60- 200cm		%45 1-3m		%80 Az Pürüzlü						
		%50 20- 60cm		%15 3-10m		%15 Pürüzlü		%40 Çok				
ORTA 0+100- 0+250	6- 20cm	%55 6- 20cm	1-5mm	%30 >5mm	1-3m	%85 <1m	Düz Basamaklı	%70 Az Pürüzlü	Yok	%100 Nemli	Az Altere	%80 Orta
		%45 20-60		%70 1-5mm		%15 1-3m		%30 Pürüzlü				%20 Çok
ÇIKIŞ 0+350- 0+400	6- 20cm	%85 20- 60cm	1-5 mm	%20 >5mm	1-3m	%90 1-3m	Düz Basamaklı	%80 Pürüzlü	Yok	%100 Nemli	Az Altere	%90 Az
		%15 60- 200cm		%80 1-5mm		%10 3-10m		%20 Az Pürüzlü				%10 Orta

T: Tasarım, U: Uygulama

Çizelge 4. Kaletpe tüneli kaya kütle sınıflarındaki değişimler

TÜNEL	RMR			ÖNORM	
	Tasarım	Uygulama	% Değişim	Tasarım	Uygulama
GİRİŞ	55	44 (%40)	20	B2	B2 (%20)
		50 (%20)	9		B3 (%80)
		42 (%40)	24		
ORTA	67	58 (%30)	13	A2	B1-B2 (%30)
		62 (%70)	7		B1 (%70)
ÇIKIŞ	68	66 (%80)	1	A2	A2 (%100)
		61 (%20)	9		

KAYNAKLAR

- Bieniawski, Z.T., 1989. Engineering Rock Mass Classifications. John Wiley and Sons, 237 p
 Erik, D. ve Ertuğ, A., 2011. Sonlu Elemanlar Kullanılarak Kazı Duraylılığı Analizi: Boğsak Tünelleri (Taşucu-Mersin) Örneği. C.Ü Yerbilimleri Dergisi, C:28, S:1, Sayfa 19-30

- ISRM, 1981. ISRM Suggested Methods: Rock Characterization, Testing and Monitoring. E.T. Brown (ve diğ.), Pergamon Pres, London, 211 p.
 Nilsen, B., 1999. Key factors determining stability and water leakage of hard rock sub-sea tunnels. Rock Mechanics for Industry. The proceedings of the 37th U.S. rock mechanics symposium. Vail / Colorado / USA. Amadei et al (eds) © 1999 Balkema, Rotterdam. pp 593 – 599.

- Pahl, P.J., 1981. Estimating the mean length of discontinuity traces, International Journal of Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 18, pp. 221-228.
- Palmström, A., 1982. The volumetric joint count a useful and simple measure of the degree of jointing. Proc. Int. Congr. IAEG, New Delhi, 1982, pp. V.221 - 228
- Panthi K. K. and Nilsen B., 2005. Comparison between predicted and actual rock mass conditions: a review based on tunnel projects in Nepal Himalaya. Proceedings: "Hydropower '05 International Conference" Stavanger, Norway in 23-25, May 2005.
- Mega, 2009. Kaletpe Tüneli Geçiş Jeolojik-Jeoteknik Araştırma Raporu, MEGA Mühendislik Müşavirlik Tic. Ltd. Şti. Ankara 97 s. (Yayınlanmamış).
- ÖNORM B 2203, 1994., Untertagebauarbeiten, Werkvertrag norm, Entwurf, 1. März,

Swellex sürtünmeli tip kaya bulonlarının sağladığı avantajlar

Advantages of the frictional rock bolt swellex

D.Akkriş

Atlas Copco Makinaları İmalat A.Ş. Tuzla, İstanbul

ÖZET: Swellex sürtünmeli tip kaya bulonları, maden ve tünel işlerinde, hem ülkemizde, hem de dünyada sağladığı avantajlar sayesinde tercih edilmektedir. Tahkimatı güvenli kılma hususunda, ekonomik ve hızlı çözümler sunmaktadır. Swellex sürtünmeli tip kaya bulonları, uygulama zamanını kısaltarak ilerleme hızını arttırmakta ve maliyetleri düşürmektedir. Geniş bir ihtiyaç yelpazesine hitap eden Swellex, farklı yük taşıma kapasiteleri, farklı esneme kabiliyetleri, farklı korozyon dayanımları ve farklı uzunlukta kaya bulonları sunmaktadır. Kolay uygulanışı, operatör becerisi gerektirmemesi ve yüksek yük taşıma kabiliyeti Swellex'in sağladığı özelliklerdir. Bu çalışmada Swellex kaya bulonlarının avantaj ve kabiliyetlerinden bahsedilecektir.

ABSTRACT: Swellex rock bolts have large usage area in mining and tunneling businesses. Reinforcing the rock in economical and fast way brings Swellex one step ahead. Swellex rock bolts increase the penetration rate and lowers the costs with reducing the installation time. With different hold, elongation, corrosion capacities and length ranges, Swellex ensure suitability for wide range of needs. Easy installation without any need of operator skill and high load capacity are the advantages that Swellex supply. This article is written for emphasizing the advantages and capabilities of Swellex.

1 GİRİŞ

Geçmişten günümüze büyük bir ivme ile gelişen madencilik ve tünelcilik sektörleri, yapıları ayakta tutmak için çeşitli kaya saplama yöntemlerinden faydalanmaktadır. Bu saplamalar, madenlerde çalışanların, tünellerde hem çalışanların, hemde kullanıcıların canlarını emanet ettikleri sistemlerdir.

Mühendislerin kaya bulonları tasarlarken öncelikli iki amacı, maksimum güvenliği ekonomik olarak sağlamaktır. Çok rijit ve sağlam formasyonlar dışındaki formasyonlar güçlendirmelere ihtiyaç duymaktadır. Zeminin rijitliği azaldıkça, akma eğilimleri arttıkça, daha fazla ve daha güçlü kaya bulonlarına ihtiyaç duyulmaktadır.

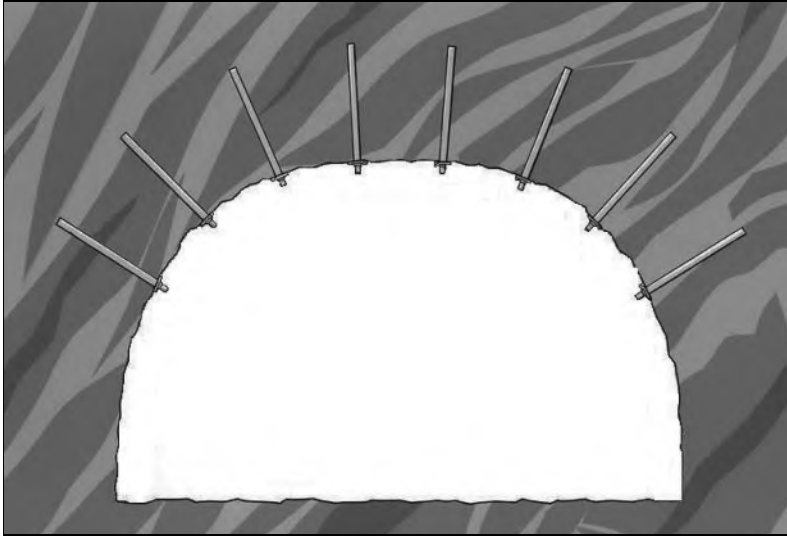
Çimento ya da reçine enjeksiyonu kaya bulonu sistemlerinde sağlıklı tahkimat uygulaması yapabilmek için bir çok gerekliliği yerine getirmek gerekmektedir ve bu gerekliliklerin yerine getirilememesi yüzünden sistemin başarısı %50'dir. Geri kalan uygulamalar hiç bir yük taşımamaktadır. Reçinenin yaşı, saklandığı sıcaklık ve koşullar,

uygulamada operatörün becerisi, kartuşların fırlatma esnasında zarar görmemiş olması, çimentoda karışım oranlarının doğru yapılması, basıncın ve debinin doğru ayarlanması gibi bir çok parametrenin eksiksiz biçimde yerine getirilmesi reçineli ya da enjeksiyonlu bulonların başarısı için şarttır.

Diğer sürtünmeli tip kaya bulonu uygulamalarının uygulaması hızlı ve kolaydır fakat yük taşıma kapasitesi ve gerilim dayanımı düşüktür.

2 SWELLEX' İN ÇALIŞMA PRENSİBİ

Şişirildikten sonra kayaçla bulon arasında oluşan sürtünme kuvveti, bulonun yük taşımasını sağlar. Kayaçın özelliklerine ve bulonun sağlam kayaç içindeki uzunluğuna bağlı olarak oluşan sürtünme kuvveti değişir. Uygulama yapılan kayaçın sürtünme katsayısı arttıkça kullanılması gereken Swellex'in uzunluğu azalır. Oluşan sürtünme kuvveti sayesinde kayaçın tahkimatı sağlanır.



Şekil 1. Swellex'in uygulandığının galeri kesitindeki görünümü

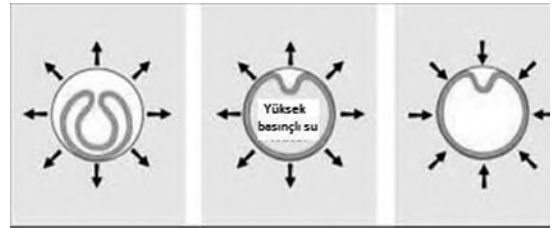
3 SWELLEX 'İN AVANTAJLARI

30 Yıldır geliştirilerek üretilen Swellex sürtünmeli tip kaya bulonları tüm dünyadaki madencilik ve inşaat sektörlerinde güvenli, hızlı ve ekonomik olması sebebiyle tercih edilmektedir.

3.1 Anında Yük Taşıma

Swellex'in öne çıkan özelliklerinden biri anında yük taşımasıdır. Diğer tip kaya bulonlarında çimentonun prizlenmesi ya da reçinenin donması beklenmektedir ve o zamana kadar yük taşımamaktadırlar. Swellex basınçlı su (240-300 bar) ile şişirildikten sonra deliğin çeperlerine sürtünme kuvveti ile tutunması ve delik yüzeyindeki düzensizliklerin seklini alarak vidalanma etkisi ile kitlenmesi sayesinde anında yük taşımaya başlar. Pompa basınçlı suyu basma işlemi gerekli basınca ulaşıldığında otomatik olarak durur, yükleme sayesinde ilk test te yapılmış olur. Pompanın durması gereken basınca ulaşması ve swellex'in yük taşımaya başladığı anlamına gelir.

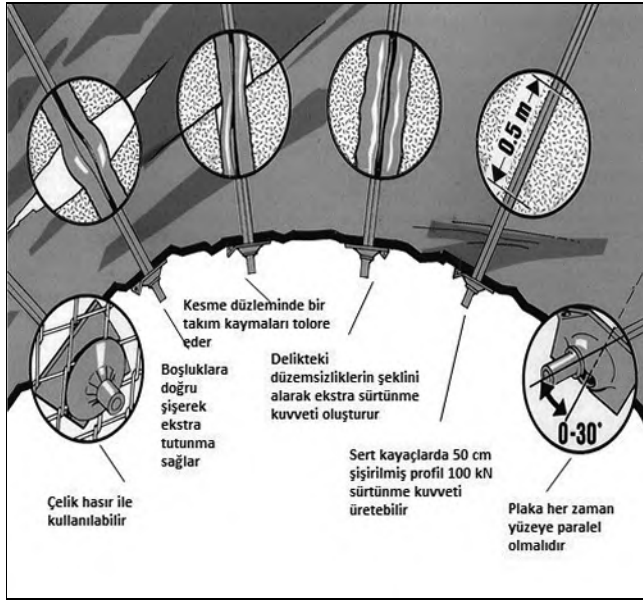
Anında yük taşıma özelliği ve çabuk uygulanabilirliği sayesinde yapılan işi hızlandırarak işçilik ve enerji giderlerinin düşürülmesini sağlar.



Şekil 2. Swellex'in çalışma prensibi

3.2. Esneme Özelliği

Swellex sürtünmeli tip kaya bulonları kayaç formasyonuna göre seçilen modeline göre farklı esneme (uzama) kabiliyetine sahiptir. Diğer bulonların da belli değerin üstünde yük geldiğinde ani kopmalar yaşanırken, Swellex belirli yük seviyesine ulaştığında uzamaya başlar ve hiçbir özelliğini kaybetmeden yük taşımaya devam eder.

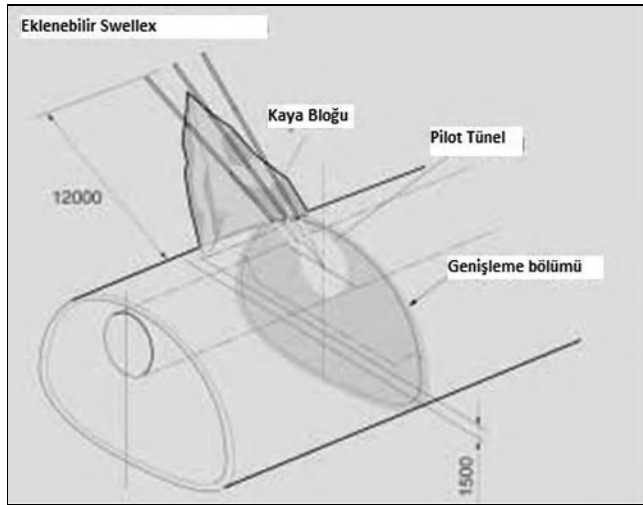


Şekil 3. Swellex'in özellikleri

3.3 Eklenebilir Swellex

Eklenebilir Swellexler 1,62 metreden 4,12 metreye kadar uzanan ürün gamı ile her türlü manuel ya da mekanize uygulama sistemine adapte edilebilir. Eklenen Swellex sayısında herhangi bir kısıtlama

bulunmamakla herhangi bir özellik kaybına da yol açmamaktadır.

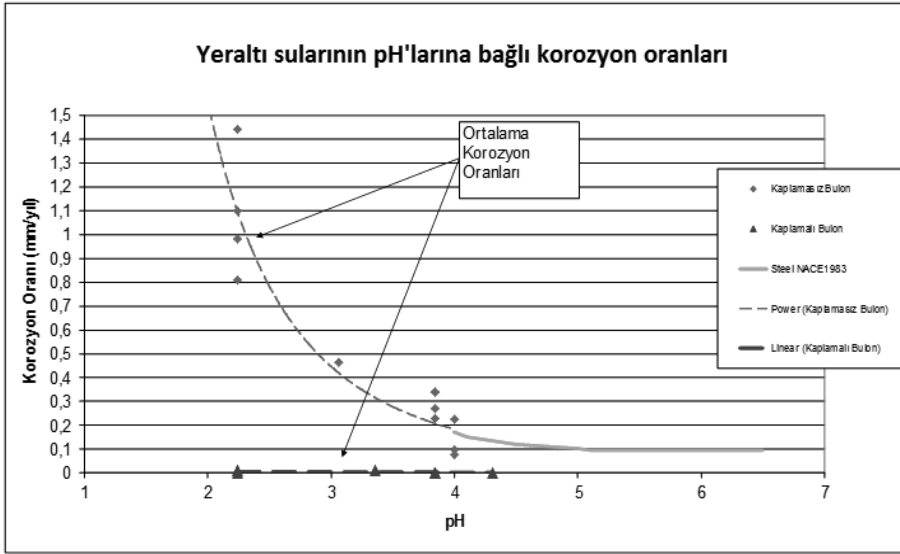


Şekil 4. Eklenebilir Swellex'in büyük kayaç kütlelerini sabitlemesi

3.4 Kaplamalı Swellex

Özel bir malzeme ile kaplanan swellexler de ürün gamında bulunmaktadır. Bu ürünler çok uzun süreli tahkimat sağlanması istenilen yerlerde, bulonların korozyona uğrayıp özelliğini yitirmesini önler. Yer altı sularının yoğun olduğu bölgelerde özellikle

asidik ortamlarda, diğer bulonlar korozyona uğrarken kaplamalı swellex çok daha uzun ömürlüdür. Korozif suların bulonu aşındırmasını önleyerek bulunun sağlıklı kalmasını sağlar.



Şekil 5. Yeraltı sularının pH'larına bağlı olarak bulon üzerindeki korozyon oranları.

4 KULLANIM ALANLARI

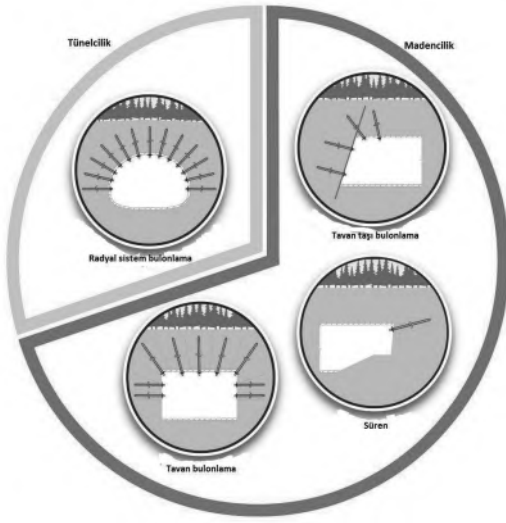
Swellex maden ve inşaat sektörlerinde çok çeşitli alanlarda kullanılmaktadır. Tünel inşaatlarında şev stabilizasyonunda, madenlerde tavan ve yan duvarlarının stabilizasyonunda kullanılmaktadır.

5 UYGULANIŞI

Swellex sürtünmeli tip kaya bulonları hertürlü uygulama yöntemi ile uygulanabilir. Mekanize, yarı mekanize, manuel olmak üzere üç sistemde uygundur.

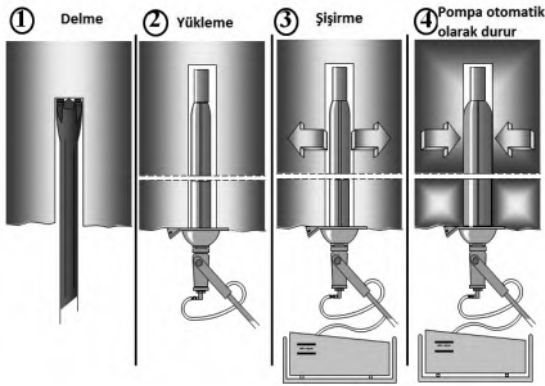
Çizelge 1. Hızlı bulonlama sistemlerinden biri olan reçineli bulon sistemi ile Swellex'in karşılaştırması:

Uygulama	Swellex 2.1M	Reçineli Kaya Saplamaşı 2m
Delğe sürme süresi	5Sn	
Başlığı takma süresi	3Sn	
Şişirme süresi	11Sn	
Reçine koyma süresi		30 Sn
Döndürerek sürme süresi		15 Sn
Kuruma süresi		20 Sn
Germe süresi		12 Sn
Toplam süre	19 Sn	1Dk 17 Sn



Şekil 6. Swellex'in kullanım alanları

Manuel uygulama delik delindikten sonra Swellex'in insan gücü ile deliğe sürülüp özel pompası ile şişirilmesidir.



Şekil 7. Manuel uygulama

Yer altı delici makinasının boomu vasıtası ile de yarı mekanize olarak uygulanabilir.



Şekil 8. Yarı mekanize uygulama (Yer delici makinası ile)

Atlas Copco'nun Boltec makinesi ise uygulamayı tam mekanize olarak yapar. Hem delme işlemini hem de bulonu yerleştirme ve şişirme işlemini kendi yapar. Tüm işlemi tek merkezli olarak yapar bu sayede boomu tekrar tekrar hizalamaya gerek duymayarak uygulama hızını ve maliyeti minimuma indirir.



Şekil 9. Tam mekanize uygulama (Boltec)

6 KALİTE KONTROL

Swellex kaya bulonlarının herbiri ayrı ayrı kalite kontrolden geçer ve üzerlerine kalite kontrol numaraları işlenir. Bu sayede aldığınız ürünün hangi testlerden, hangi sonuçlarla geçtiğini öğrenebilirsiniz.



Şekil 10. Kalite kontrol seri numarası

Swellex kaya bulonlarının fiber optik kameralarla yüzey kontrolleri gerçekleştirilir, korozyon değerleri ölçülür.(Şekil 11). Özel ekipmanlarla yük taşıma, esneme, akma, genleşme testleri yapılır, hammadde kalitesi ölçülür. (Şekil 12)



Şekil 11. Fiber optik kamera

7 SONUÇ

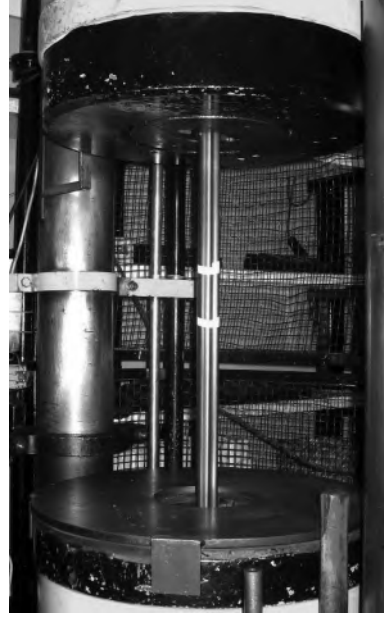
Swellex sürtünmeli tip kaya bulonları kısa uygulama zamanı ve anında yük taşıma özelliği sayesinde madencilik ve tünelcilik sektörlerine hız getirmektedir. Getirdiği hız sayesinde birim maliyetleri düşürmektedir.

- Esneme özelliği sayesinde ani kopmaları önüne geçer. Kaya kütlelerindeki oynama ve kaymalara uyum sağlayarak yük taşımaya devam eder.

- Eklenebilir swellex modeliyle her ortamda tüm uygulama metodları ile uygulanabilme olanağı sağlamaktadır.

- Kaplamalı Swellexler uzun ömür gerektiren projelerde korozyonu önleyerek tahkimatın ömrünü uzatmaktadır.

- İnsan hata faktörünü minimize ederek her bulonun düzgün yük taşımasını sağlar. Her bir ürün kalite kontrolden geçerek ve üzerine kalite kontrol numarası eklenerek sevk edilir. Bu sayede güvenilirliğini perçinler.



Şekil 12.Yük taşıma testi

KAYNAKLAR

Atlas Copco, Rock & Soil Reinforcement

Açık işletme şev stabilitesinde Hoek-Brown ve Mohr-Coulomb yenilme kriterlerinin nümerik modelleme ile karşılaştırılması

Comparison of Hoek-Brown and Mohr-Coulomb failure criterion for open pit slope stability by numerical modeling

C. O. Aksoy, K. Küçük, T. Onargan

Dokuz Eylül Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, İzmir

ÖZET: Nümerik modelleme yöntemleri son dönemde madencilik ve inşaat sektörlerinde çok kullanım alanı bulmuştur. Nümerik modelleme analizlerinde, kaya kütlelerinin yenilme koşullarını bilinen bazı yenilme kriterleri ile tanımlamak suretiyle gerilme-deformasyon analizleri yapılmaktadır. Hoek-Brown ve Mohr-Coulomb yenilme kriterleri, günümüzde madencilikte en çok kullanılan yenilme kriterleridir. Her iki kriter de kendi formülasyonları ile yenilme mekanizmasını tanımlamaktadır. Bu makalede, TKİ'ye ait Orhanlı işletmesinde yapılan açık ocak şev stabilitesi çalışmaları kapsamında gerçekleştirilen nümerik modelleme analizlerinde Hoek-Brown ve Mohr-Coulomb yenilme kriterlerinin kullanımı sonrasında ortaya çıkan sonuçlar ve sahada yapılan ölçümler ve gözlemlerin karşılaştırması yapılmaktadır.

ABSTRACT: Recently, numerical modeling methods have been practiced in many mining and construction projects and found many uses in those sectors. Defining the rock mass failure conditions by well known failure criteria and thus performing stress and strain analysis are the main properties of numerical modeling. Hoek-Brown and Mohr-Coulomb failure criteria are the most widely used failure criteria in the mining sector. Both criteria characterize the failure mechanisms with their own formulations. This paper describes the numerical modeling analysis carried out in the slope stability works in Turkish Coal Enterprise Orhanlı Surface Mine. Within this context, results of the application of Hoek and Mohr-Coulomb failure criteria and the field measurement and observations are compared.

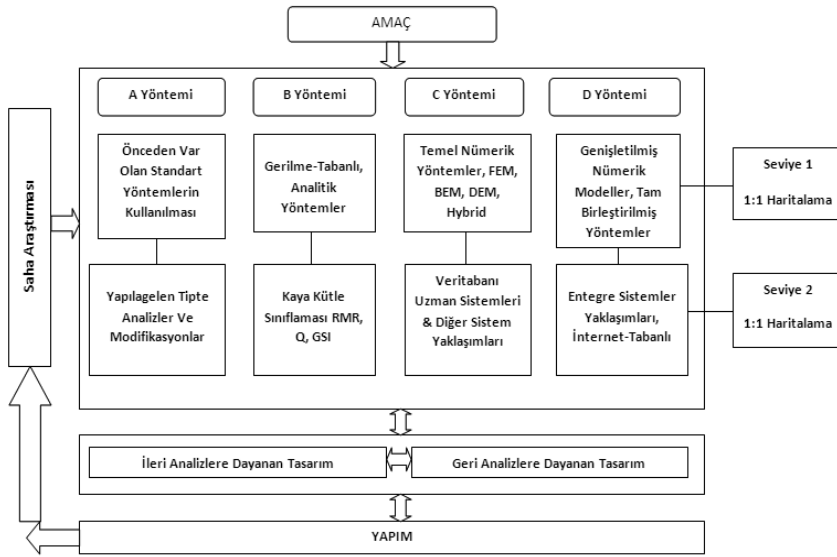
1 GİRİŞ

Ampirik çözümler özellikle 3 boyutlu problemlerin çözümünde uzun süreçler alabilmektedir. Günümüzde 3 boyutlu çözümün en kolay yapıldığı yöntem nümerik modelledir. Nümerik modellemede birçok yöntem bulunmaktadır. Bunlar içerisinde en çok kullanılanlar Sonlu Elemanlar, Sonlu Farklar ve Sınırlı Elemanlar'dır. Nümerik modellemenin prensipleri Feng ve Hudson (2008) tarafından açık bir şekilde ortaya konmuştur (Şekil 1). Şekil 1'den de anlaşılacağı üzere, nümerik modelleme çok kolay aynı zamanda uzun gözlemleri bünyesinde barındıran bir yöntemdir.

Nümerik modellemede, birçok parametreyi (zaman, malzeme modeli, yenilme kriteri vb.) modelin içerisine entegre etme imkanı bulunmaktadır. 3 boyutlu nümerik modelleme

çalışmalarında, kazı önünde ve arkasında oluşacak olan etkileri ve kazı boyutunun etkisini analiz etme olanağı bulunurken, oluşan etkiler için alınacak önlemlerin performansının sorgulanması imkan dahilindedir. Ek olarak, dinamik yüklerin de (deprem, patlatma sonucu oluşacak olan titreşim vb.) modele entegrasyonu ile sistemin duraylılığı incelenebilir.

Kaya mühendisliğinde tasarımın başarısı, kaya kütlelerinin karakterizasyonun hassas yapılması ve kaya kütle davranışının doğru tanımlanması ile yakından ilintilidir. Nümerik modelleme yöntemlerinde kullanılan yazılımlarda bir çok malzeme davranışı tanımlamak mümkündür. Bu malzeme davranışlarından en çok kullanılanlar arasında Hoek-Brown, Mohr-Coulomb, Soft Soil Creep, Hardening Soil, Jointed Rock Mass sayılabilir (Aksoy vd., 2012).



Şekil 1. Kaya mühendisliği tasarımında modelleme tiplerinin akım şeması (Feng ve Hudson, 2008'den çevrilmiştir)

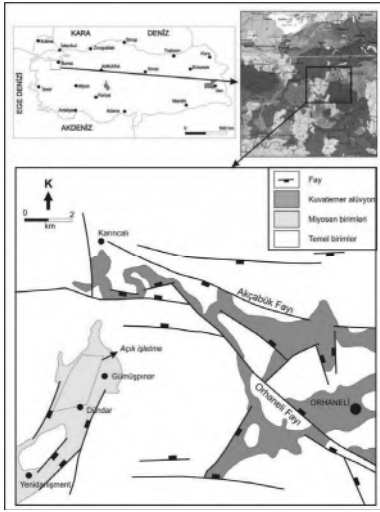
Bu aşamada önemli olan çalışılan ortamdaki kaya kütesinin nümerik model içerisinde doğru malzeme davranışı ile tanımlanmasıdır.

Bu bildiride, Dokuz Eylül Üniversitesi, Hacettepe Üniversitesi, Selçuk Üniversitesi ve Ankara Üniversitesi Öğretim Üyelerinden oluşan 18 kişili bir ekip tarafından yürütülen TKİ Orhaneli İşletme Müdürlüğü, Gümüşpınar açık ocak planlama çalışmaları kapsamında şev stabilitesine yönelik olarak Hoek-Brown ve Mohr Coulomb yenilme koşulları altında gerçekleştirilen nümerik modelleme çalışmalarını ve sahada gözlemlenen sonuçlarından bazıları paylaşmaktadır.

2. ÇALIŞMA ALANINA AİT JEOLJİK VE JEOTEKNİK BİLGİLER

Çalışma grupları arasında jeolojik ve jeoteknik konular Hacettepe Üniversitesi çalışma ekibi tarafından gerçekleştirilmiştir. Bu nedenle, jeoloji ve jeoteknik bilgiler konusunda Hacettepe Üniversitesi çalışma ekibi tarafından hazırlanan rapordan faydalanılmıştır (Özçelik vd., 2013). Gümüşpınar açık işletmesi ve yakın çevresini kapsayan ilk detaylı çalışma Günelay (1974) tarafından gerçekleştirilmiştir. Günelay (1974) palinolojik etüd

çalışmasında inceleme alanındaki kömür damarının yaşını Alt-Orta Miyosen olarak belirtmektedir. Memikoğlu (1976), yaptığı çalışmada bölgedeki KD-GB uzanımlı kıvrımların bulunduğunu belirtmiştir. Ayrıca ana fay doğrultularının D-B ve KD-GB uzanımlı olduğunu ve bu fayların tüflerle örtülü olduğunu vurgulamıştır. Gümüşpınar açık işletmesi bu havza içinde KKD-GGB doğrultusunda olup, doğu kenarındaki kömürün alımı devam etmektedir. İnceleme alanı ve yakın çevresinde bulunan temel kayalar, İzmir-Ankara-Erzincan Kenet Zonu boyunca tipik olarak gözlenen Mesozoyik ofiyolitik birimleri ve Jura-Kretase yaşlı mermerlerdir. Bu birimlerin üzerinde yer yer uyumsuz, yer yer de faylı dokanakla Miyosen yaşlı kömür içeren birimler bulunmaktadır. Alt seviyelerinde killi ve kömürlü olan Miyosen örtü kayaları üst seviyelerde tüf-kumtaşı-kiltaşı ardalanması ile temsil olur. Bölgedeki en genç birimler güncel alüvyon olup, çoğunlukla dere yataklarında ve topoğrafik olarak en düşük kotlarda gözlenmektedir (Şekil 2) (Karpuz vd., 2006). Bölgeye ait stratigrafik kolon ise Şekil 3'de verilmektedir.



Şekil 2. İnceleme alanı ve yakın çevresinin yer bulduru ve basitleştirilmiş jeoloji haritası (Özçelik vd., 2013)

ORT. KAL. (m)	SÜTUN KESİTİ	LİTOLOJİK ÖZELLİKLER
30		Tüf Tüf: Açık renkli, yer yer değişik yapıda, ufalanır özellikli, bazen oldukça sert, daseit, andezit, ryodasitik özellikli kaza patlatma zonur.
30		Kumtaşı - Çakıltı: Kumtaşı açık yeşil-baz, çok sert aşındırıcı özellikli, Çakıltı: Kalın katmanlı, blok yapı, temelden türemiş çakıl, çok sert kaza patlatma zonur.
30		Marm - Kilit: Açık bey-gri renkli, orta-kalın katmanlı blok yapı, sert kırılan, bol yaprak fosili (Üst Miyosen), kaza patlatma zonur.
8		LİNYİT: Yer yer kili özellikli, koyu kahverengi, mat, sert, kırılan, bazen pisl yapıda ortalama 2500 Kcal/kg ısı değeri, kaza patlatma zonur. Üst Miyosen yaşı.
20		Kilit: Yeşil renkli ince taneli, kırılan, silandığında heyelan oluşturmaya uygun. Kumtaşı - Çakıltı: Yeşil-baz renkli temelden türemiş malzeme.
		Kalkış - Şist: Kahverengi-baz, ufalanır özellikli, kuvarst, yeşil pisl. Merm: Beyaz renkli, parlatı sert kırılan, salkarod dokulu, bol pislaki. Serpantin: Yeşil-kahverengi, yer yer altıra, ipleme kenar zonlarında üst formasyon heyelana müsait.

Şekil 3. Bursa Orhaneli Kömür Sahası Genelleştirilmiş Stratigrafik Sütun Kesiti (Özçelik vd., 2013)

2.1. Gümüşpınar Sektörü

Gümüşpınar kömür sahasında Neojen yaşlı sedimanter birimler batı kesimde ofiyolitleri, doğuda

ise kristalize kireçtaşlarını uyumsuzlukla üzerlemekte olup, bu birimler değişik özellikteki fay/fay zonları tarafından kesilmişlerdir. Havzayı kontrol eden fayların özellikleri saha çalışmalarında detaylı olarak incelenmiş ve bu faylar kuzeyden güneye doğru, GP1 fay zonunu, GP2 fayı, GP3 fayı, GP4 fay zonunu, GP5 fayı, GP6 fay zonunu, GP7 fayı, GP8 fayı, GP9 fayı, GP10 fayı, GP15 fayı, GP18 fay zonunu olarak adlandırılmıştır (Şekil 3). Gümüşpınar kömür sahasının doğu kesiminde yapılan arazi çalışmaları ile tespit edilen fay düzlemleri üzerinde yapılan kinematik analizler sonucunda sahayı iki farklı tektonik rejimin etkilediği tespit edilmiştir. Bunlardan birincisi, yaklaşık DK-BGB doğrultusundaki sıkışmaya bağlı olarak gelişen açılma rejimidir. Bu tektonik rejim inceleme alanında eğim atım (normal) bileşenine sahip doğrultu atımlı fayların oluşmasında rol oynamıştır. Gümüşpınar kömür sahasının genelinde etkili olan ve en genç tektonik rejim ise genişlemedir. Bölgedeki KD-GD doğrultulu açılmaya bağlı olarak KB-GD gidişli normal faylar gelişmiştir (Özçelik vd., 2013).

3 HOEK-BROWN VE MOHR-COULOMB YENİLME KOŞULLARI

3.1. Mohr-Coulomb Yenilme Koşulu

Mohr-Coulomb yenilme koşulu, asal gerilme açısından 6 yenilme fonksiyonu içerir.

$$f_{1a} = \frac{1}{2}(\sigma'_2 - \sigma'_3) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_3) \sin \phi - c \cos \phi \leq 0$$

$$f_{1b} = \frac{1}{2}(\sigma'_3 - \sigma'_2) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_3) \sin \phi - c \cos \phi \leq 0$$

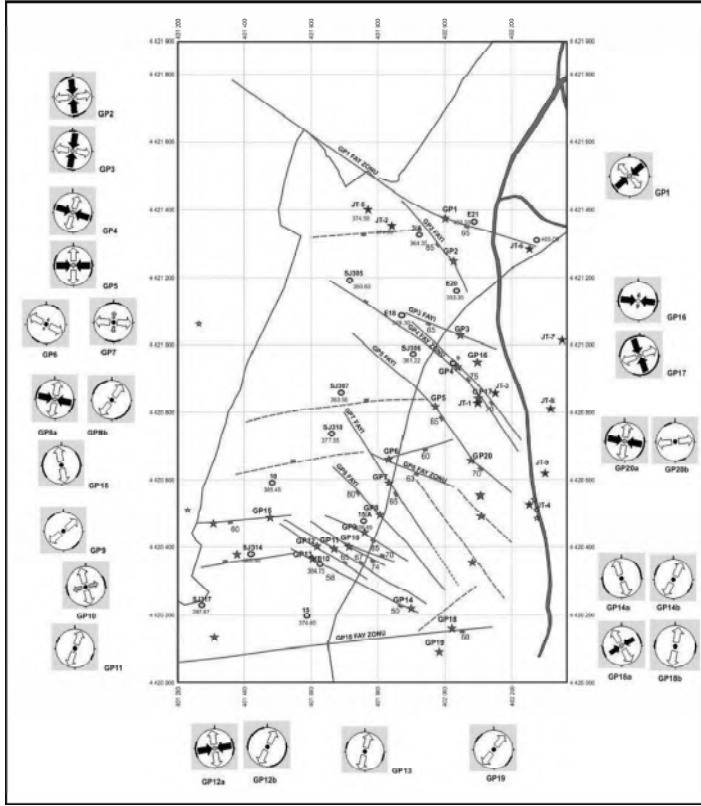
$$f_{2a} = \frac{1}{2}(\sigma'_2 - \sigma'_1) + \frac{1}{2}(\sigma'_1 + \sigma'_3) \sin \phi - c \cos \phi \leq 0$$

$$f_{2b} = \frac{1}{2}(\sigma'_1 - \sigma'_3) + \frac{1}{2}(\sigma'_1 + \sigma'_3) \sin \phi - c \cos \phi \leq 0$$

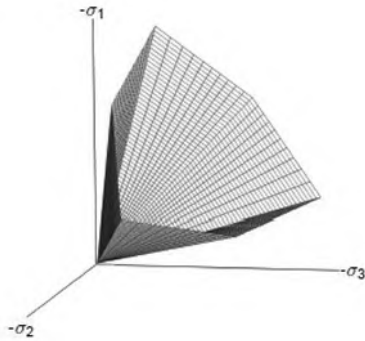
$$f_{3a} = \frac{1}{2}(\sigma'_1 - \sigma'_2) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_1) \sin \phi - c \cos \phi \leq 0$$

$$f_{3b} = \frac{1}{2}(\sigma'_2 - \sigma'_1) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_1) \sin \phi - c \cos \phi \leq 0$$

Yenilme fonksiyonunda kohezyon (c) ve içsel sürtünme açısı (ϕ) öne çıkan iki parametredir. $f_i = 0$ olduğunda asal gerilme uzayında hegzagonal bir koni halini alır (Şekil 4).



Şekil 3. Gümüşpınar kömür sahasını kontrol eden fayları gösteren harita (Özçelik vd., 2013)



Şekil 4. Asal gerilme uzayında Mohr-Coulomb Yenilme Yüzeyi (c=0)

Yenilme koşuluna ek olarak, Mohr-Coulomb Modelinde 6 plastik fonksiyon tanımlanmaktadır.

Genleşme açısı (ψ), plastik fonksiyonlarla, koşula eklenen 3. bir parametredir.

$$g_{1a} = \frac{1}{2}(\sigma'_2 - \sigma'_3) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_1)\sin\varphi$$

$$g_{1b} = \frac{1}{2}(\sigma'_3 - \sigma'_2) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_3)\sin\varphi$$

$$g_{2a} = \frac{1}{2}(\sigma'_3 - \sigma'_1) + \frac{1}{2}(\sigma'_3 + \sigma'_1)\sin\varphi$$

$$g_{2b} = \frac{1}{2}(\sigma'_1 - \sigma'_3) + \frac{1}{2}(\sigma'_1 + \sigma'_3)\sin\varphi$$

$$g_{3a} = \frac{1}{2}(\sigma'_1 - \sigma'_2) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_1)\sin\varphi$$

$$g_{3b} = \frac{1}{2}(\sigma'_2 - \sigma'_1) + \frac{1}{2}(\sigma'_2 + \sigma'_1)\sin\varphi$$

3.2. Hoek-Brown Yenilme Koşulu

3 boyutlu gerilme durumunda Hoek-Brown yenilme koşulu 2 yenilme fonksiyonu ile tanımlanır

$$f_{HB,13} = \sigma'_1 - \sigma'_3 + f(\sigma'_3) \Rightarrow f(\sigma'_3) = \sigma_{ci} (m_b \frac{-\sigma'_3}{\sigma_{ci}} + s)^a$$

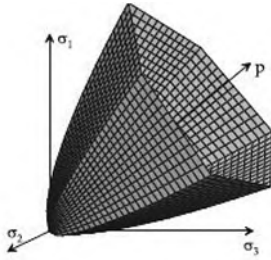
$$f_{HB,12} = \sigma'_1 - \sigma'_2 + f(\sigma'_2) \Rightarrow f(\sigma'_2) = \sigma_{ci} (m_b \frac{-\sigma'_2}{\sigma_{ci}} + s)^a$$

İki yenilme fonksiyonuna ek olarak, iki plastik fonksiyon Hoek-Brown Modeli için tanımlanmıştır.

$$g_{HB,13} = S_1 - \left(\frac{1 + \sin \psi_{mob}}{1 - \sin \psi_{mob}} \right) S_3$$

$$g_{HB,12} = S_1 - \left(\frac{1 + \sin \psi_{mob}}{1 - \sin \psi_{mob}} \right) S_2$$

Asal gerilme uzayında Hoek-Brown yenilme koşulunun yenilme yüzeyleri Şekil 5'de verilmektedir.

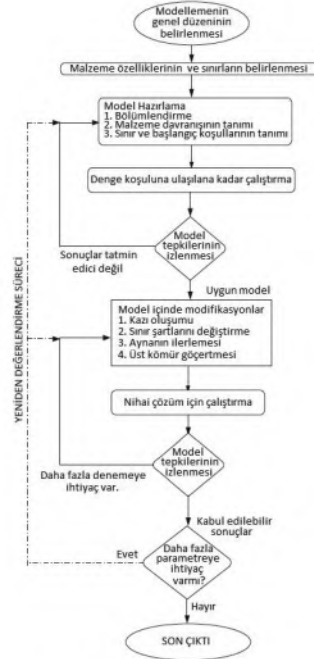


Şekil 5. Asal gerilme uzayında Hoek-Brown yenilme koşulunun yenilme yüzeyleri

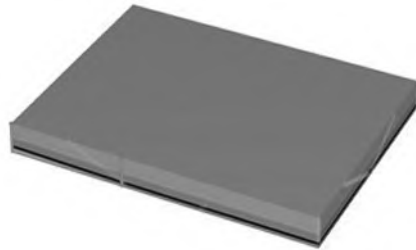
4. TKİ ORHANELİ İŞLETME MÜDÜRLÜĞÜ GÜMÜŞPINAR SEKTÖRÜ AÇIK İŞLETMESİNDE YAPILAN NÜMERİK MODELLEME ÇALIŞMALARI

Proje kapsamında yapılan jeoteknik sondajlar ve bu sondajlardan elde edilen veriler, veri tabanına entegre edilerek sahayı temsil edecek ön modeller oluşturularak bazı geri bildirimler alınmıştır. Elde edilen geri bildirimlerin değerlendirilmesi sonucunda sahanın gerilme-deformasyon karakterleri belirlenmiştir. Ayrıca, bu çalışmalar ve geri bildirimler vasıtasıyla sahanın kısıtlamaları görülmüş ve şev stabilitesi için ön modeller oluşturulmuştur. Nümerik modelleme çalışmalarında izlenen yöntem Şekil 6'da verilmektedir. Gerçekleştirilen çalışmada, TKİ tarafından yaptırılan ve Hacettepe Üniversitesi çalışma ekibi tarafından

(Özçelik vd., 2013) değerlendirilen sondaj logları, kaya kütle parametreleri kullanılmıştır. Bu değerlendirme sonucunda PLAXIS 3D yazılımına sondaj verileri entegre edilmiştir. Sondaj verilerinin modele entegrasyonu sonucunda oluşan kaya profili Şekil 7'de verilmektedir. Modelin x-yönündeki genişliği 2000 m, y-yönündeki genişliği 1500 m ve z-yönündeki derinliği 200 m olarak alınmıştır.



Şekil 6. Nümerik modellemede kullanılan prensipler



Şekil 7. Modelde oluşturulan kaya kütle profili

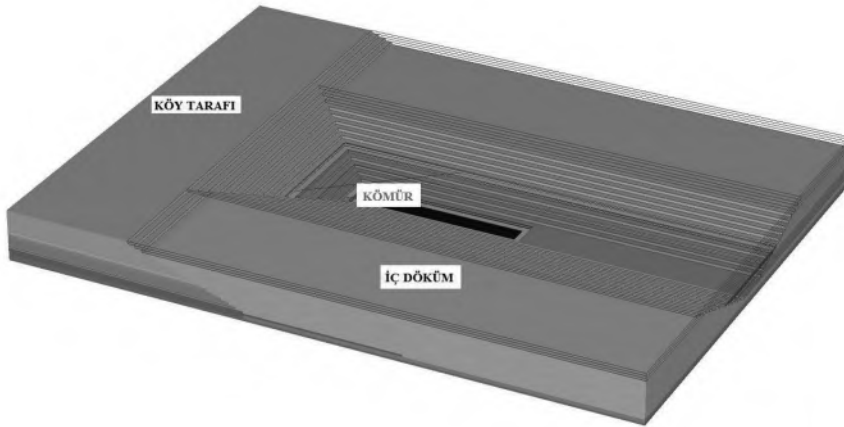
Açık işletme planlaması yapılırken, kömürün üzeri ilk adımda 100 m açılacak ve sonrasında kömürün üstü açık bölümü en fazla 50 olacak şekilde planlanmıştır. Şev yükseklikleri 8 m, şev genişlikleri 20 m ve şevin üstü ile altı arasındaki yatay mesafe de 3 m olarak belirlenmiştir. Üretim

esnasında bu prensiplere bağlı kalınırken, kömürü alınan bölge en hızlı şekilde iç döküm ile topoğrafya kotuna kadar doldurulacaktır. Bu prensipler ışığı altında, nümerik modelleme çalışmaları yürütülmüştür. Bu ana prensipler çerçevesinde oluşturulan modelin son hali Şekil 8'de görülmektedir.

Çalışmada, A6 panosu olarak adlandırılan bölge ilk üretim noktası olarak belirlenmiş olan bölgedir. Bu bölgede yapılan nümerik modelleme çalışmalarında, Hoek-Brown ve Mohr-Coulomb olmak üzere iki farklı yenilme koşulu kullanılmıştır. Bu çalışmalar esnasında Hoek-Brown yenilme koşulu kullanılarak yapılan nümerik modelleme araştırmaları, detayları ileride verilecek olan kazı aşamalarından 10. aşamada yenilmiştir. 2. Yenilme koşulu olarak belirlenen Mohr-Coulomb Yenilme Koşulu ile gerçekleştirilen nümerik modelleme

çalışmaları sonucu kömür üretimine geçilinceye kadar herhangi bir yenime söz konusu olmamıştır. Sahanın yapısı ve jeolojik durum göz önüne alındığında, kayma dayanımını temsil eden yenilme koşulunun daha doğru sonuçlar vereceği düşünülmektedir. Nümerik modelleme araştırmalarında kullanılan kaya kütlesi parametreleri Hoek-Brown Yenilme Koşulu ve Mohr-Coulomb Yenilme Koşulu için Çizelge 1 ve 2'de verilmektedir.

Nümerik modelleme çalışmalarında öncelikle hali hazır durum benzeştirilmiş ve bu aşamadan sonra kömüre kadar üretim gerçekleştirilmiştir. Kömürün üzeri 100 m açıldıktan sonra, ilerleme yönünde kazı devam ettirilmiş ve boşaltılan bölüme iç döküm yapılması durumu modele entegre edilmiştir. Kazı işlemi modele toplamda 15 aşama olarak girilmiştir.



Şekil 8. Oluşturulan modelin son halinin görünümü

Çizelge 1. Hoek-Brown Yenilme Koşulu ile gerçekleştirilen nümerik modelleme analizlerinde kullanılan kaya kütlesi parametreleri

Identification	γ_{unsat} kN/m ³	γ_{sat} kN/m ³	E kN/m ²	ν (nu)	σ_{ci} kN/m ²	m _i	GSI	D	K _{0,x}	K _{0,y}
Kiltaş arabanlı Kumtaşı-1	18.76	18.76	1.65E+05	0.37	4600	17	54	1	0.6744	0.6744
Kiltaş-1	18.46	18.46	7.60E+04	0.37	6800	4	33	1	0.658	0.658
Kiltaş arabanlı Kumtaşı-2	17.65	17.65	8.78E+05	0.38	9700	17	58	1	0.658	0.658
Kumlu Kiltaş	20.75	20.75	1.40E+05	0.39	4000	4	49	1	0.6416	0.6416
Çakılı Kumtaşı	17.98	17.98	3.35E+05	0.36	1.21E+04	17	53	1	0.6744	0.6744
Kiltaş arabanlı Kumtaşı-3	18.37	18.37	3.49E+05	0.37	4400	17	59	1	0.658	0.658
Kiltaş-2	17.26	17.26	3.94E+05	0.37	1.10E+04	4	52	1	0.6744	0.6744
Kil	17.45	17.45	5.05E+04	0.35	8900	4	33	1	0.691	0.691
Kiltaş-3	18.19	18.19	1.10E+05	0.39	9900	4	54	1	0.658	0.658
Beyaz Çamurtaşı	17.51	17.51	3.39E+05	0.38	1.09E+04	4	54	1	0.6416	0.6416
Kiltaş-4	16.76	16.76	7.04E+04	0.4	9900	4	34	1	0.691	0.691
Linyit	12.46	12.46	1.50E+05	0.38	2200	6	23	1	0.6093	0.6093
Kiltaş-5	19.21	19.21	2.83E+05	0.36	3800	4	66	1	0.546	0.546
Kumtaşı	15	15	1.95E+05	0.34	9800	17	50	1	0.5616	0.5616
Konglomera	20.12	20.12	5.64E+04	0.35	6400	21	31	1	0.4701	0.4701
Tüfit	19	19	8.37E+04	0.35	1.04E+04	13	59	1	1	1
Kireçtaşı	20	20	1.04E+06	0.28	4.51E+04	12	67	1	1	1

Çizelge 2. Mohr-Coulomb Yenilme Koşulu ile gerçekleştirilen nümerik modelleme analizlerinde kullanılan kaya kütlesi parametreleri

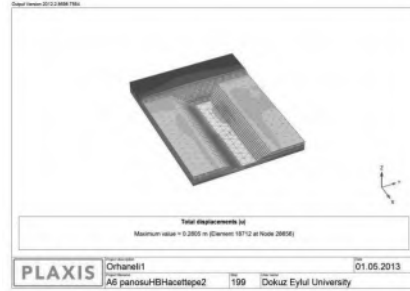
Litoloji	γ_{unsat} kN/m ³	γ_{sat} kN/m ³	E kN/m ²	ν (nu)	G kN/m ²	E _{oed} kN/m ²	c_{ref} kN/m ²	ϕ (phi)	K _{obs}	K _{0y}
Kilitaşı arabanlı Kumtaşı-1	18.76	18.76	1.65E+05	0.36	6.06E+04	2.77E+05	264	34	0.4408	0.4408
Kilitaşı-1	18.46	18.46	7.60E+04	0.38	2.75E+04	1.42E+05	211	21.5	0.6335	0.6335
Kilitaşı arabanlı Kumtaşı-2	17.65	17.65	8.78E+05	0.33	3.30E+05	1.30E+06	482	28.5	0.5228	0.5228
Kumlu Kilitaşı	20.75	20.75	1.40E+05	0.33	5.25E+04	2.07E+05	176	27.3	0.5414	0.5414
Çakıllı Kumtaşı	17.98	17.98	3.35E+05	0.33	1.26E+05	4.96E+05	667	33	0.4554	0.4554
Kilitaşı arabanlı Kumtaşı-3	18.37	18.37	3.49E+05	0.34	1.30E+05	5.37E+05	240	31.2	0.482	0.482
Kilitaşı-2	17.26	17.26	3.94E+05	0.32	1.49E+05	5.64E+05	582	31.9	0.4716	0.4716
Kil	17.45	17.45	5.05E+04	0.35	1.87E+04	8.11E+04	277	21.5	0.6335	0.6335
Kilitaşı-3	18.19	18.19	1.11E+05	0.36	4.08E+04	1.86E+05	385	25.3	0.5726	0.5726
Beyaz Çamurtaşı	17.51	17.51	3.39E+05	0.34	1.27E+05	5.22E+05	501	27.4	0.5398	0.5398
Kilitaşı-4	16.76	16.76	7.04E+04	0.38	2.55E+04	1.32E+05	314	21.8	0.6286	0.6286
Linyit	12.46	12.46	1.50E+05	0.34	5.60E+04	2.31E+05	324	21.4	0.6351	0.6351
Kilitaşı-5	19.21	19.21	2.83E+05	0.35	1.05E+05	4.55E+05	231	32	0.4701	0.4701
Kumtaşı	15	15	1.95E+05	0.32	7.38E+04	2.79E+05	528	32.8	0.4583	0.4583
Konglomera	20.12	20.12	5.64E+04	0.34	2.10E+04	8.68E+04	230	24.9	0.579	0.579
Tüfit	19	19	3.55E+05	0.32	1.35E+05	5.08E+05	350	26.2	0.5585	0.5585
Kireçtaşı	20	20	9.00E+05	0.28	3.52E+05	1.15E+06	500	38	0.3843	0.3843
İç Döküm	18	18	1.50E+05	0.4	5.36E+04	3.21E+05	50	25	0.5774	0.5774

4.1.Nümerik Modelleme Çalışmalarının Sonuçları

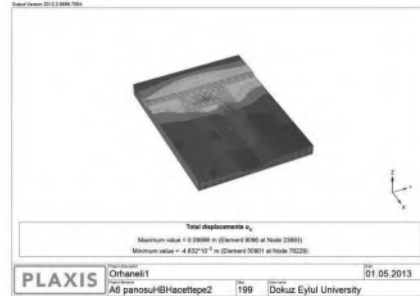
A6 panosunda yapılacak üretim için belirlenen şev geometrisinin duraylı olup olmayacağı ile ilgili yapılan çalışmalar kapsamında gerçekleştirilen nümerik modelleme çalışmaları iki ayrı yenilme koşulu göz önüne alınarak yapılmıştır. Bunlardan birincisi Hoek-Brown Yenilme Koşulu ve ikincisi ise Mohr-Coulomb Yenilme Koşulu'dur. Her iki uygulamada da modele ait bütün koşullar (Başlangıç ve sınır koşullar) aynı alınmıştır. Yeraltı su seviyesi de -12 m'ye eklenmiştir. Daha önce de bahsedildiği üzere Hoek-Brown Yenilme Koşulu ile yapılan analizler 10. kazı aşamasında (ilk durumdan 72 m kazı yapıldıktan sonra) yenilmiştir. Bu nedenle, bu modelin sadece sonuç aşamasına ait detaylar bu bölümde verilecektir. Mohr-Coulomb Yenilme Koşulu ile yapılan nümerik modelleme çalışmaları sonucu bir yenilme olmadığı ve ocağın duraylı şekilde çalışabileceği belirlenmiştir.

4.1.1 Hoek-Brown Yenilme Koşulu ile Gerçekleştirilen Analiz Sonuçları

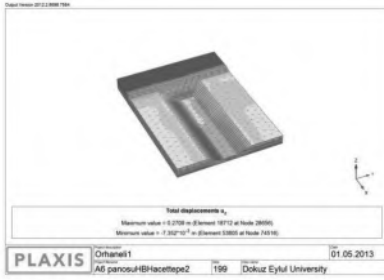
A6 panosunda yapılacak olan üretim faaliyetleri için oluşturulacak olan şevlerin stabil olup olmayacağı konusunda Hoek-Brown Yenilme Koşulu ile yapılan modellemede, kazı faaliyetleri esnasında, 10. Kazı aşaması olan ve şu anki hali hazır durumdan 72 m derinlikte yapılan kazı esnasında model yenilmiştir. 10. Aşama sonrasında oluşan deformasyon durumu hakkındaki bilgiler aşağıda şekillerde verilmektedir.



Şekil 9. 10. Aşamada modelde oluşan toplam deformasyonlar (Maksimum 28.05 cm)



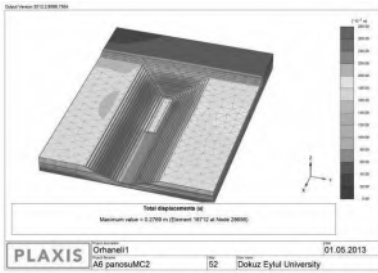
Şekil 10. 10. Aşamada modelde oluşan yatay deformasyonlar (Köy Tarafı Şevlerinde Maksimum 28.05 cm)



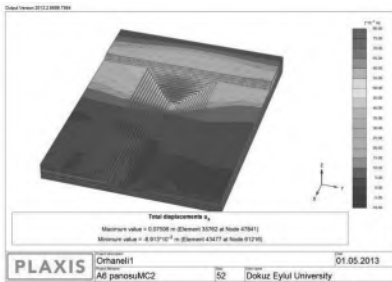
Şekil 11. 10. Aşamada modelde oluşan düşey deformasyonlar (27.09 cm)

4.1.2 Mohr-Coulomb Yenilme Koşulu ile Gerçekleştirilen Analiz Sonuçları

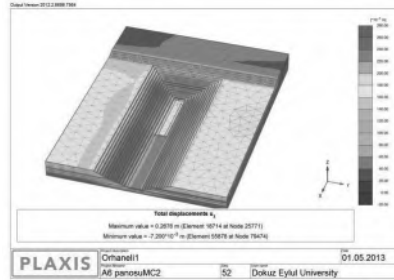
A6 panosunda oluşturulacak olan şevlerin stabilitesinin incelendiği nümerik modelleme çalışmalarında Mohr-Coulomb Yenilme Koşulu ile yapılan modellemede, şu anki hali hazır durumdan itibaren kömürün üzeri açılana kadar yapılan kazı çalışmaları sonucunda herhangi bir yenilme olmamıştır. Bu bölümde son kazı aşamasında oluşan deformasyon durumlar aşağıda detaylı şekilde verilmektedir.



Şekil 12. 14. Aşamada modelde oluşan toplam deformasyonlar (Maksimum 27.47 cm)



Şekil 13. 14. Aşamada modelde oluşan yatay deformasyonlar (Maksimum 7.506 cm)



Şekil 14. 14. Aşamada modelde oluşan düşey deformasyonlar (Maksimum 26.76 cm)

5. SAHADA YAPILAN İNCELEMELER VE ÖLÇÜMLER

Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumu'na ait Bursa Linyitleri İşletmesi Orhaneli İşletme Müdürlüğü A6 panosunda yapılacak olan açık işletme faaliyetleri için, şev stabilitesi çalışmaları ile birlikte Selçuk Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü Öğretim Üyelerinden oluşan Proje Paydaşı ekip, açık işletmede kritik görülen noktalara inklinometreler yerleştirmiştir. Uzun dönem bu inklinometrelerden okumalar yapılmıştır. İnklinometre okumalarında çıkan kısa sonuç, A6 panosunda yeniden üretime başlamadan önceki deformasyon hızları ile A6 panosunda önerilen şekilde üretime geçildiğinde önemli azalmalar görülmüştür (Gokay vd., 2013). İnklinometre ölçümleri ve değerlendirmeleri ile ilgili bilgiler 4 Üniversitenin ortak hazırladığı rapordan alınabilir (Özçelik vd., 2013).

Ek olarak, açık işletmede yapılan patlatmaların şev stabilitesine etkileride Ankara Üniversitesi, Jeofizik Mühendisliği Bölümü Öğretim Üyeleri tarafından incelenmiş ve hem şev stabilitesine hem de etraftaki yapılan korunmasına yönelik bir patlatma paterni önerilmiştir (Aldaş vd., 2013). A6 panosundaki üretim esnasında bir dönem önerilen patlatma paterninin dışına çıkmıştır. Bu süreçte, deformasyonlar hemen kendisini göstermiştir. Tarafımızca analiz edilen ve önerilen proje kısıtlarına bağlı olarak gerçekleştirilen üretime ait fotoğraflar aşağıda verilmektedir.



Resim 1. 08.07.2013 tarihinde ocaktan bir görünüş



Resim 2. 15.08.2013 tarihinde ocaktan bir görünüş



Resim 3. 22.12.2013 tarihinde ocaktan bir görünüş

6. SONUÇLAR

Orhaneli İşletme Müdürlüğü A6 panosunda yapılacak açık işletme faaliyetleri sonucunda oluşturulacak şevlerin duraylılığını incelemek amacıyla Hoek-Brown Yenilme Koşulu ve Mohr-Coulomb Yenilme koşuluna göre nümerik modelleme analizleri yapılmıştır. Oluşturulan nümerik modellerde, aynı başlangıç koşulları ve

sınır koşulları kullanılmıştır. Başlangıç koşulu olarak her iki modelde de K_0 prosedürü kullanılmıştır. Bilindiği üzere K_0 prosedürü yatay gerilmenin düşey gerilmeye oranı olarak ifade edilir. Hoek-Brown Yenilme Koşulu ile gerçekleştirilen analizler sonunda, model 10. Aşamada (hali hazır durumdan 72 m kazı yapıldıktan sonra) yenilmiştir. Aynı kaya kütle parametreleri ve aynı şartlarda Mohr-Coulomb Yenilme Koşulu ile çözümlenen modelde ise kömürün üzeri açılana kadar ve üretimi gerçekleşene kadar yapılan kazı çalışmalarında herhangi bir yenilme görülmemiştir.

Kazı aşamaları detaylı olarak incelendiğinde ilk 8 kazı aşamasında, toplam deformasyonlar genelde ocak tabanında oluşmaktadır. Bunun en önemli neden kayma mekanizmasının etkili olduğu Aktif Blok-Pasif Blok teorisinden kaynaklanmaktadır. Ocak tabanında bu aşamaya kadar oluşan maksimum deformasyon 27.87 cm olarak gerçekleşmiştir. Nispeten sağlam kaya kütleleri içinde bant şeklinde bulunan ve nispeten zayıf parametrelere sahip kaya kütleleri, kazı ile birlikte oluşan ikincil gerilmeler sonrası üstündeki ağır kaya kütlelerinin ağırlığı ile ezilmekte ve önündeki bölümü itmekte ve dolayısıyla öndeki kütlelerin hareketi sonrası üstteki kütlelerin kayması gerçekleşmektedir. 9. Kazı aşaması sonrasında şev uçlarında toplam deformasyonlar artmaktadır. Bu artma genel olarak iç döküm şevlerinde 27.07 cm ile yüksek değerler almaktadır. Yenilme mekanizması olarak Aktif Blok-Pasif Blok yaklaşımının kabul gördüğü bu modelleme analizleri sonucunda üstteki Aktif Bloğun, alttaki Pasif Bloğu hem ezmesi ile oluşan düşey deformasyon, hem de pasif bloğun önündeki malzemeyi iterek kabartması sonucu oluşan yatay deformasyonlar sonucu yenilme gerçekleşebilmektedir.

Bu araştırma sonucunda, derin ve kil içeriği mevcut açık işletmelerde, Hoek-Brown yenilme koşulunun modele girdi olarak oluşturulan parametrelerin sahayı temsil etmekte zorlandığı görülmektedir. Mohr-Coulomb yenilme koşulunda ise zayıf kayacın model içeriğinde tanımlanmasının daha gerçekçi olduğu görülmektedir. Zemin özelliği gösteren bir kil ara bantının Hoek-Brown parametreleri ile tanımlanmasının getireceği sorunlar, bu tip sahalarda Mohr-Coulomb yenilme kriterinin kullanılması ile çözümlenebilmektedir.

Bu tip derin ve yumuşak kaya içeren açık ocaklarda heyelan zamana bağlı olarak gerçekleşen bir mekanizmadır. Bu nedenle, bu çalışmanın devamında, kaya ve zeminlerin zamana bağlı deformasyon karakteristiklerinin hassas şekilde belirlenmesi ile hangi aşamada ne kadar

deformasyon olabileceği ve bu deformasyon miktarının yaratacağı risklerin önceden kestirilmesine yönelik çalışmalar devam ettirilmektedir.

KAYNAKLAR

- Aksoy CO, Oğul K, Topal İ, Ozer SC, Özacar V, Posluk E, "Numerical Modeling of Non-Deformable Support in Swelling and Squeezing Rock", International Journal of Rock Mechanics and Mining Science, 52(2012)61-70.
- Aksoy, C.O., Onargan T., Pamukçu Ç., Küçük K., Özacar V., TKİ-GLİ Müessesesine Bağlı Bursa Linyitleri İşletme Müdürlüğüne Ait Gümüşpınar, Sağrılar Ve Çivili Sektörlerindeki Kömür Sahalarının Optimum Değerlendirilme Koşullarının Belirlenmesi Ve Üretim Faaliyetleri Halen Devam Eden Gümüşpınar Sektöründeki Şev Stabilitesi Problemlerinin Çözümüne Yönelik Çalışmaların Yapılması, İşletme Projesinin Revize Edilmesi, Sağrılar Ve Çivili Sektörlerindeki Yer Altı Rezervlerinin İşletilmesine Yönelik Avan Projelerin Hazırlanması Projesi, 2013, Ek-2.
- Aldaş, G.G., Kaypak, B. TKİ-GLİ Müessesesine Bağlı Bursa Linyitleri İşletme Müdürlüğüne Ait Gümüşpınar, Sağrılar Ve Çivili Sektörlerindeki Kömür Sahalarının Optimum Değerlendirilme Koşullarının Belirlenmesi Ve Üretim Faaliyetleri Halen Devam Eden Gümüşpınar Sektöründeki Şev Stabilitesi Problemlerinin Çözümüne Yönelik Çalışmaların Yapılması, İşletme Projesinin Revize Edilmesi, Sağrılar Ve Çivili Sektörlerindeki Yer Altı Rezervlerinin İşletilmesine Yönelik Avan Projelerin Hazırlanması Projesi, 2013, Ek-4.
- Feng XT, Hudson JA. Specifying the required information for rock engineering modeling and design. Int J Rock Mech Min Sci 2008;47:179-94.
- Gökay M. K., Özkan İ., Özşen H., Doğan K., Mesutoğlu M. TKİ-GLİ Müessesesine Bağlı Bursa Linyitleri İşletme Müdürlüğüne Ait Gümüşpınar, Sağrılar Ve Çivili Sektörlerindeki Kömür Sahalarının Optimum Değerlendirilme Koşullarının Belirlenmesi Ve Üretim Faaliyetleri Halen Devam Eden Gümüşpınar Sektöründeki Şev Stabilitesi Problemlerinin Çözümüne Yönelik Çalışmaların Yapılması, İşletme Projesinin Revize Edilmesi, Sağrılar Ve Çivili Sektörlerindeki Yer Altı Rezervlerinin İşletilmesine Yönelik Avan Projelerin Hazırlanması Projesi, 2013, Ek-3.
- Günalay, M.E. Bursa ili-Orhaneli ilçesi-Yenidanişment Köyü Civarında Bulunan Maden Kömürü sahası İşletme Projesi. MTA Rapor No: 5271, 43s. 1974.
- Karpuz C., Koçyiğit A., Tutluoğlu L., Düzgün Ş., Koçal A., Erdem E., Alkılıçgil Ç., Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumu TKİ, Orhaneli İşletmesi Açık Ocakları Panolarında Şev Tasarımı ve Dragline Çalışma sisteminin Belirlenmesi Projesi, Proje kod no: 05-03-05-2-00-13, 2006.
- Memikoğlu, O. Bursa-Orhaneli Kömür Yatağı Fizibilite Araştırması, Cilt 1-Jeoloji. MTA Rapor no: 7112. 1976.
- Özçelik Y., Dirik K., Cengiz K., Özsayın E., Yılmazkaya E., TKİ-GLİ Müessesesine Bağlı Bursa Linyitleri İşletme Müdürlüğüne Ait Gümüşpınar, Sağrılar Ve Çivili Sektörlerindeki Kömür Sahalarının Optimum Değerlendirilme Koşullarının Belirlenmesi Ve Üretim Faaliyetleri Halen Devam Eden Gümüşpınar Sektöründeki Şev Stabilitesi Problemlerinin Çözümüne Yönelik Çalışmaların Yapılması, İşletme Projesinin Revize Edilmesi, Sağrılar Ve Çivili Sektörlerindeki Yer Altı Rezervlerinin İşletilmesine Yönelik Avan Projelerin Hazırlanması Projesi, 2013, Ek-1.

Kaya delici sarf malzemelerde sürdürülebilir verimlilik

Sustainable productivity in rock drilling tools

T.Tolungüç

Atlas Copco Makinaları İmalat AŞ / ANKARA

ÖZET: Kaya delici sarf malzemelerinin teknik özellikleri, hangi şartlarda ve zeminlerde daha iyi sonuçlar vereceği ve bu hususta teknolojiye yaşanan son gelişmeler, işletmeler için yüksek önem arz etmektedir. Maksimum sarf malzeme ömrü ile maksimum üretime ulaşmanın ekonomik yolları, kabuk değiştiren ve gelişen maden-inşaat sektöründe işletme maliyetleri içerisinde önemli bir yüzdeye sahiptir. Kullanılan makine ne kadar güçlü olursa olsun, doğru delici takım seçilmediğinde, o makineden optimum verimi almak mümkün olmamaktadır. Doğru sarf malzeme seçimi, işletmeye; tüketilecek yakıttan insan kaynağına, kullanılan patlayıcı miktarından doğru geometride delik delmeye kadar, proje sürecinin her aşamasında tasarruf sağlar. Bir maden işletmesinde, operasyonun ilk aşamalarında kullanılan, delici makinaların kullandığı sarf malzemelerin doğru seçimi, patlatma ve üretim proseslerine doğrudan etki etmektedir. Hızlı ve düzgün delinen bir delik paterni sonucunda yapılacak olan patlatma işlemi, üretime doğrudan yansacaktır. Bu doğrultuda, amacımız doğru çalışabilecek ve ihtiyaca en iyi cevabı verebilecek özellikte çözümler sunmak olmalıdır. Bu çalışmada sarf malzemelerin etkin kullanımı ve maksimum verim için ele alınması gereken parametrelerden bahsedilmektedir.

ABSTRACT: Technical properties of the rock drilling tools, obtaining better performance on varying conditions and soils and the technological developments on this specific area, is import for the companies. Economical ways to obtain maximum production with maximum life time of the consumables, have an important cost management for the changing and developing mining-construction sector. At a mine plant, choosing the correct consumables at the early stages of operation, effects directly to the blasting and manufacturing processes. Is blasting process which made with a pattern drilled in a fast and proper way will effect the production directly. Our aim is to provide solutions that work well and reach the best cost per meter to the needs. In this article, we will try to explain the usage of the consumables. With the best efficient and lowest cost per meter on the field.

1 GİRİŞ

Günümüzde madencilik ve inşaat alanında yüksek önem arzeden proseslerden belkide en önemlilerinden biri delik delme aşamasıdır.

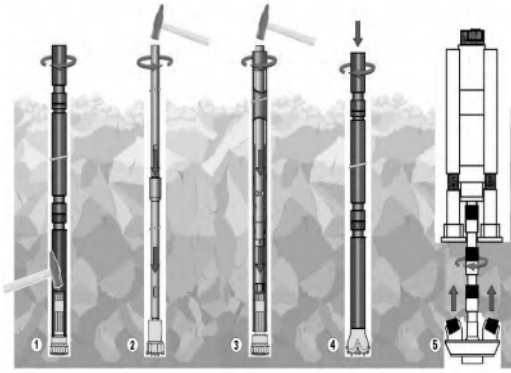
Üretim aşamasına geçmeden önce yer alan bu proste, yüksek verim ve maksimum tasarruf odaklı çalışmak esastır. Bu amaçla projelerden alınan veriler ışığında, teknolojik imkanlar, sektörün ihtiyacı doğrultusunda kullanılmaktadır.

Yapılan işin içeriği, çalışılan bölgenin jeolojik formasyonu ve hedeflenen iş hacmi gibi değerler alt alta konularak, sarf malzeme seçimi ve önerilmesi, sürdürülebilir verimlilik hedefi ile birlikte düşünülmelidir.

Sarf malzemelerin üretimi aşamasında, üretici firma tarafından belirlenen, çelik kalitesi ve tungsten-karbit alaşımı oranının, ürünün seçimi sırasında çalışılacak formasyon koşullarına bağlı olarak seçilmesi esastır.

Farklı delme metodlarının, avantaj ve dezavantajları göz önünde bulundurularak, en doğru seçim yapılmalıdır (Şekil 1).

Çalışılacak formasyonun jeolojik özellikleri iyi analiz edilmeli ve alternatif delme metodlarından en uygunu seçilmelidir.



Şekil 1 Delme Metodları

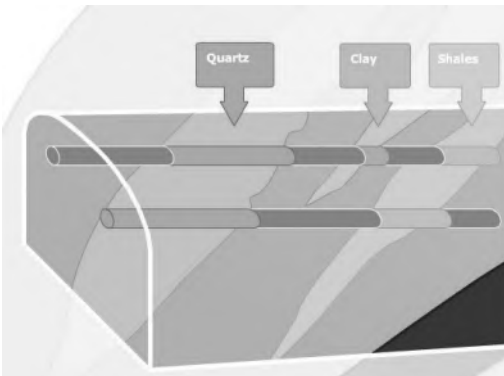
- 1-DTH- Down the Hole (Delik Dibi)
- 2-TH-Tophammer (Üstten Darbeli)
- 3-Coprod
- 4-Rotary
- 5-Raiseboring (Baş yukarı sondaj)

2 SEÇİM KRİTERLERİ

2.1 Kayaç Tipi

Delici takımın son parçası olan, delici ucu seçerken, kayaç tipi, seçim aşamasındaki ilk parametre olarak düşünülebilir.

Delinecek olan formasyonu iyi tanımak, sürdürülebilirlik yolunda, sahada operasyonun her aşamasında bulunan çalışanlara kolaylık sağlayacaktır. Zeminin bizden ne istediğini bilmek oldukça önemlidir (Şekil 2).



Şekil 2. Delme esnasında karşılaşılabilecek formasyonlar

2.2 Makina Özellikleri

Yapılacak olan işe ve zemine en uygun makineyi belirlemek (Şekil 3, Şekil 4) delik delme maliyeti (TL/m) başta olmak üzere, işletme maliyetlerini doğrudan etkiler.



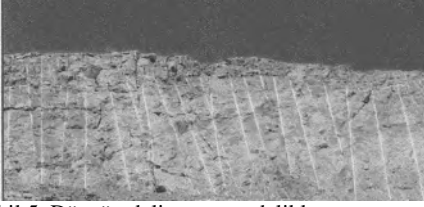
Şekil 3. Boomer 282



Şekil 4. FR T35

2.3 Delik Çapı & Paterni

Projelendirme aşamasında, üretim miktarına, proje ömrüne göre belirlenen delik çapı ve paterni de, değerlendirmeye alınması gereken parametrelerden biridir. Ulaşılmaya istenen üretim miktarına ve projeye göre belirlenen delik paterninden maksimum verim almak için, yine maksimum verimlilikle bir patlatma gerçekleştirmek şarttır. Düzgün delinemeyen delikler (Şekil 5), patlatma işleminden sonra patar, topuk gibi istenmeyen durumlar ortaya çıkarabilir. Bu da başta zaman kaybı olmak üzere, daha fazla patlayıcı, ekstra yakıt ve iş gücü masrafı doğuracaktır.



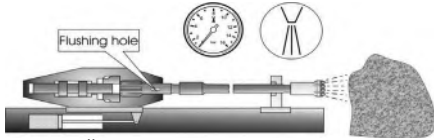
Şekil 5. Düzgün delinemeyen delikler

3 SARF MALZEME ÖMRÜNE DOĞRUDAN ETKİ EDEN FAKTÖRLER

3.1 Üfleme

Üfleme, delme işlemi sırasında bit tarafından delik içinden koparılan malzemenin, kompresör vasıtası ile üretilen basınçlı hava yardımıyla delik dışına atılması işlemidir. Basınçlı hava ile kayaç kırıntıları rod (tij) ile delik duvarı arasından yukarı doğru ilerlemekte ve kırıntılarla beraber delik dışına çıkmaktadır (Şekil 6).

Üfleme yetersiz olursa, bit delik içinde ilerlemek yerine, koparılmış malzemenin öğütülmesi için çalışmaya başlayacak, dolayısı ile delik ilerleme hızı (penetrasyon) düşecek ve aşınma daha hızlı olacaktır.

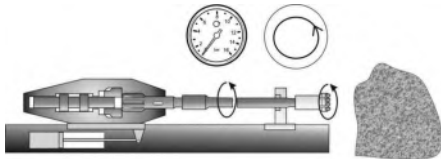


Şekil 6. Üfleme

3.2 Dönüş

Ardışık darbeler arasında oluşan dönme hızı mümkün olan optimum kayaç kırıntısını oluşturacak şekilde ayarlanmalıdır.

Düşük dönme hızı takım dizisinin sıkışması ve kayaç kırıntılarının öğütülmesine bağlı olarak delik ilerleme hızını düşürmektedir (Şekil 7).

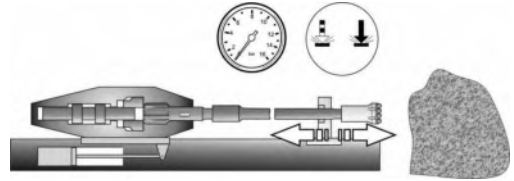


Şekil 7. Rotasyon

3.3 Darbe

Tabanca pistonu tarafından üretilen darbe enerjisi, tijler vasıtası ile kayaç üzerine iletilir (Şekil 8). Darbe enerjisi kullanılan bit çapı ve tij çapına bağlı olarak ayarlanmalıdır.

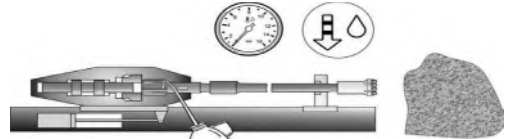
Darbe enerjisinin seviyesi kayacın sertliğine göre belirlenmelidir. Sert bir kayaçta, yumuşak bir kayaca oranla daha yüksek bir darbe tercih edilmelidir.



Şekil 8. Darbe

3.4 Yağlama

Yağlama, delici tabanca aksamalarının erken aşınmasını önlemek için önemlidir. Bu parçaların birbirleri üzerinde çalıştığını düşünürsek, yüksek verimli ve uzun ömürlü bir takım için yağlama en önemli faktörlerdendir (Şekil 9).



Şekil 9. Yağlama

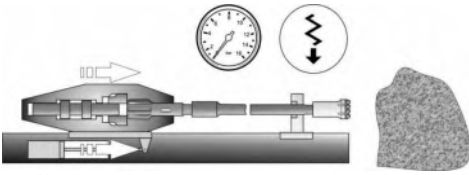
3.5 Baskı

Darbe enerjisinin kayaca aktarılabilmesi için delici ucun (bit), kayaç ile temas halinde olması gerekir. Bitin kayaç ile temas edebilmesi için üzerine belirli bir baskı kuvveti uygulanmalıdır.

Üstten darbeli delicilerde baskı üstten verilmektedir. Baskı gücü, darbe ünitesinin bir kızak üzerinde zincirler vasıtası ile aşağı doğru harekete zorlanmasıyla sağlanır (Şekil 10).

Çok düşük baskı gücü verildiğinde, şok dalgası kayaca yeteri kadar aktarılamaz ve diş kesmelere sebep olur. Bu da tijlerin yükünü artırır. İlerleme hızını da düşürür.

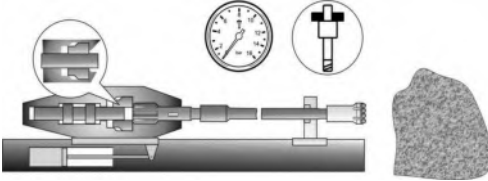
Çok yüksek baskı gücü verildiğinde ise, dönmeye karşı direnç oluşur. Delicinin tijleri yüksek oranda aşınacağı için tijler eğilir ve delikte sapmalar meydana gelir.



Şekil 10. Baskı

3.6 Geri Dönüş Basıncı

Delici takımın zeminle sürekli olarak temas etmesi istenir. Bu temas doğru olarak sağlanmazsa, tabancanın ürettiği enerji, zeminin de direnciyle, takımın üzerine geri dönecek, ve istenmeyen kırılmalara dolayısı ile delici takım ömrünün kısılmasına yol açacaktır (Şekil 11).



Şekil 11. Geri Dönüş Basıncı

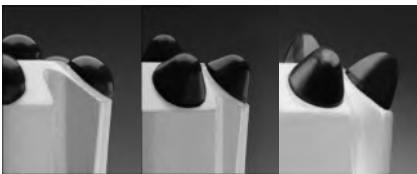
4. DELİCİ UÇ(BİT) SEÇİMİ

Delici ucun görevi, kullanılacağı formasyonda en iyi penetrasyon (ilerleme) oranı ile delik delmektir. Bit seçimi yapılırken aşağıdaki parametreler mutlaka değerlendirilmelidir.

- Kayaç Özellikleri
- Delici Tabanca Özellikleri
- Penetrasyon Oranı
- Servis Ömrü
- Bileme Aralıkları
- Delik Kalitesi

4.1 Buton Tipleri

Çalışılacak olan zemine göre, farklı tipte tasarlanmış butonlar mevcuttur. Sert formasyonlarda küresel (spherical), yumuşak zeminlerde ise sivri (ballistic) butonlu bitler tercih edilmelidir (Şekil 12 ve Şekil 13).



Şekil 12. Spherical, Ballistic ve Full Ballistic Bitler



Şekil 13. Tungsten-carbide alaşımlı butonlar.

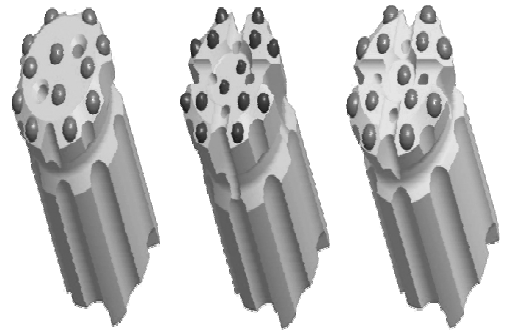
4.2 Bit Tipleri

Maksimum penetrasyon oranı ile iyi delikler delebilmek için, formasyonun özelliklerine göre bit seçimi, en önemli parametrelerden biridir (Şekil 14, Şekil 15).



Şekil 14. Çeşitli düz gövdeli delici uçlar

Çatlaklı ve delik çökmesinin yaşanabileceği zeminlerde retrac (bıçaklı) tip bit tercih edilmesi uygundur. Bitin arkasında bulunan bıçak şeklindeki yapı, delik ilerlemesi esnasında, delinen malzemenin bit arkasında toplanmasını, olası çökmelerde sıkışmayı engellemek amacı ile tasarlanmıştır.



Şekil 15. Çeşitli retrac gövdeli bitler

4.3 Bit Bilemenin Performansa Etkisi

Bitler delik delerken doğal olarak aşınacaklar (Şekil 16) ve bir müddet sonra ömürlerini

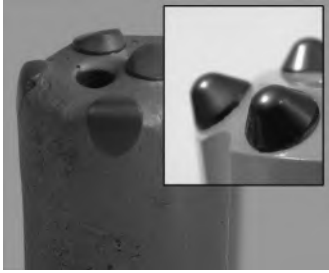
tamamlayacaklardır. Bu süreyi maksimum düzeyde tutmak işletme maliyeti açısından oldukça önemlidir. Aşınan butonları bilemek, bit ömrünü uzatmak için tercih edilebilir.

Ülkemizde bileme operasyonu yapan madenler mevcuttur.



Eğer bir butonun çapı $\frac{1}{2}$ - $\frac{3}{4}$ oranında aşınırsa, penetrasyon oranı, orijinal penetrasyon oranına göre $\frac{1}{3}$ oranında azalır. Bu durumda delici takım ve bitin üzerindeki baskı da artacaktır.

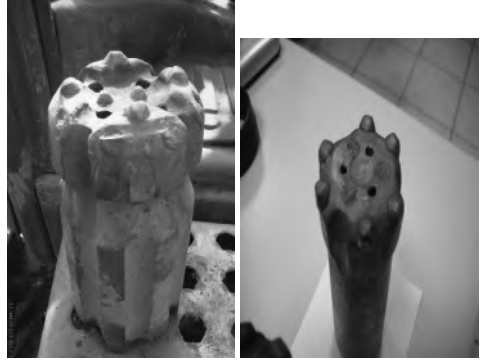
Teorik olarak delici takım ömrü %30 oranında azalır. Buton %30 oranında aşındığında, butonların kendi arasındaki ve butonların kaya ile arasındaki mesafe de %30 oranında azalır. Bu durumda butonlar tarafından kırılan kaya parçacıkları, yeterli oranda temizlenemez ve yeniden kırılacak şekilde delik dibinde kalır.



Şekil 16. Aşınmış bir delici uç.

Sonuç olarak yeterli ilerleme sağlanamaz ve darbe mekanizması sıkışan parçaların tekrar kırılması için çaba sarfeder. Bu durumda istenilen penetrasyon oranında delik delinemez, delici takım ve darbe mekanizması yıpranır.

Butonları tamamen körelmiş bir bit ile delik delmeye çalıştığınızda, tabancadan gönderilen darbe enerjisi, tekrar tabancaya geri dönecek ve ömrünü azaltacaktır.



Şekil 17. Çeşitli aşınmış delici uçlar.

Butonların yüzeylerinde, çıplak gözle görülemeyecek şekilde, kılcal çatlaklar (snake skin) oluşabilir. Bu şekilde olan bitlerin mutlaka taşlanması gerekmektedir. Aksi takdirde kılcal çatlaklardan başlayarak, delici uç kırılabilir.

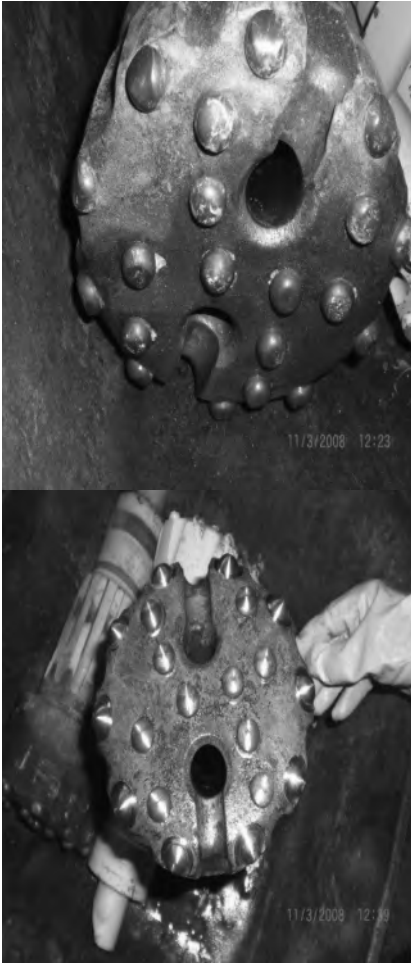
Bazen aşınmış olan buton, çok sivri kenarlı şekil alabilir. Bu sivri kenarlar çok kırılgandır ve bitin taşlanmadan bu şekilde kullanılması sonucunda buton kırılmaları veya düşmeleri yaşanabilir.



Şekil 18. Bilenmeyi bekleyen bitler

Şekil 17 ve Şekil 18'de görülen bitlerin, bir bakır işletmesinde ortalama ömrü, cevher içerisinde 150 m, yan kayada ortalama 500-600m'dir.

Bileme operasyonu sonrasında, tekrar kullanılabilir duruma gelen bu bitler ile (Şekil 19), toplamda cevher içerisinde 300-400 m, yan kayada 800-1000 m metrajlara ulaşılmıştır.



Şekil 19. Bilemeden önce / sonra

5. SAHA TESTLERİNİN SÜRDÜRÜLEBİLİR VERİMLİLİKTE YERİ

En doğru biti belirlemek, bahsettiğimiz tüm parametrelerin ardından, bir saha testi ile sonuçlandırabilir. İşletmenin taleplerine göre belirlenen farklı özellikte ve markalarda ürünler, mümkün olduğunca aynı formasyonlarda ve eşit şartlarda çalıştırılmalı, delici makinenin yakıt sarfiyatı, bitin butonlarındaki aşınma payı, gövdesinin incelleme oranı, ve delik ilerleme hızı göz önünde bulundurularak, işletmeye maksimum verim sağlayacak delici ucun seçimi yapılmalıdır.

Çizelge 1. Altın Madeni Saha Testi Sonuçları

Ürün	X	Y
Delgi Boyu	5,5 m	5,5 m
Çalışma Saati	22 saat	22 saat
Toplam Delik	195 adet	136 adet
Toplam Metraj	1072,5 m	748,00 m
Yakıt	310,7 lt	329,4 lt
Formasyon	Silis oranı yüksek, silisleşmiş serpantinit ve granit	

Çizelge 1'de detayları verilen test sonuçlarının ardından X ürünün seçimi kısa ve uzun vadede, hem işletme maliyetleri açısından, hem de zaman açısından yüksek verimlidir.

Basitçe bir yakıt maliyeti hesabı yaparsak;

-Yakıt'ın litre fiyatını 4,00 TL/l kabul edelim.

-X marka ürünün 310,7 lt x 4,00 TL/l = 1.242,00 TL

-Y marka ürünün 329,4 lt x 4,00 TL/l = 1.317,00 TL

Yakıt maliyeti olacaktır. (22saat için)

X marka ürün ile yakıt tasarrufu günde 75,00 TL/gün olacaktır.

Bu Altın madeninde 25 gün/ay delik delinmekte ve bu ayda 1.875,00 TL/ay, yılda ise 22.500,00 TL/yıl yakıt tasarrufu demektir.

6 SONUÇLAR

Günümüzde gelişen teknoloji ile madencilik ve inşaat sektöründe karşılaşılan farklı formasyonlara göre, malzeme, ürün tasarımı sürekli olarak geliştirilmekte, taleplere karşılık verilmeye çalışılmaktadır.

Her işletme ve çalışılan her sektör, işletme maliyetleri ve metre başı maliyet konusuna her geçen gün daha çok önem vermektedir. Çalışanlar, saha verileri ışığında seçimlerini, bu çalışmada anlatılan parametreleri göz önünde bulundurarak yapmalıdırlar. Bu şekilde madencilik ve inşaat operasyonun ilk aşamalarından olan delik delme işlemi esnasında, maksimum üretime ulaşma hedefinde, sarf malzemelerde sürdürülebilir verimlilik ilkesi doğrudan rol oynamaktadır.

KAYNAKLAR

- Atlas Copco, Face Drilling, 2006
- Atlas Copco, Rock & Soil Reinforcement, 2006
- Atlas Copco, Surface Drilling, 2006

TKİ Bursa Orhaneli Linyitleri İşlemesi'nde optimum sondaj matkabı seçimi

Selection of optimum drilling bit in TKİ Bursa Orhaneli lignite mine

M. Bulut, Ö. Acaroğlu

İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul

B. Ergener

Atlas Copco, İstanbul

ÖZET: Bu çalışma, TKİ Bursa Orhaneli Linyitleri İşletmesi'nde dekapaj işlemlerinde kullanılan rotari sondaj makinalarına ait optimum matkabın seçimiyle ilgilidir. Sondaj işlemlerinde matkaplar, kayaç ile kontak halinde olan dolayısıyla çabuk aşınan ve en çok maliyete neden olan parçalardır. Bir bölge için en uygun matkap seçimi, matkapların kullanılacak makinalarda doğrudan denenmesidir. Bu amaçla bu bölgede üç farklı matkap denenmiş ve delme hızlarına, kullanım sürelerine ve aşınma tiplerine bakılarak karşılaştırma yapılmıştır.

ABSTRACT: This study is about selecting most appropriate bits used in rotary drilling machines in TKİ Bursa Orhaneli Lignite Mine. In drilling process, due to rock bits contact with rocks it causes the rapid abrasion and more cost. The best way of choosing the most appropriate rock bit for a region is the usage of the bits directly on the machines. For this purpose, three different rock bits were tried and made comparison by using time, speed of drilling and abrasion of the bits.

1 GİRİŞ

Sondaj makinalarıyla delik delme işleminde en fazla sarfiyat kayaçla sürekli kontak halinde olan matkaplardır. Kayaçın fiziksel, mekanik ve kütleli özelliklerine bağlı olarak matkap bir süre verimli kazıya devam etmekte ancak aşınmanın oluşmasının ardından ya verimsiz olmakta ya da kazıyı sürdürememekte ve yeni matkap ile değiştirilmektedir. Ne kadar sıklıkla değiştirilirse hem maliyet artmakta hem de efektif kazı süresi sık matkap değişiminden dolayı azalmaktadır (Fear, 1996). Ayrıca enerji tüketimi en fazla delme işlemi için harcanmaktadır. Sondaj matkaplarının Türkiye'de üretimi kısıtlı olup, genellikle yurt dışından temin edilmekte ve dönem dönem maliyetler çok yükselebilmektedir.

Açık ocak madencilik faaliyetlerinde genel olarak üç farklı delme sistemi kullanılmaktadır. Delik çapları geniş, orta ve küçük çaplı olarak sınıflandırılırsa: geniş ve orta çaplı delik delmek için rotari, orta çaplı delik için delik dibi (Down

The Hole-DTH) veya COPROD, küçük çaplı delikler için üstten darbeli (Tophammer) sistemler kullanılmaktadır. Açık işletme yöntemi ile üretim yapılan maden ocaklarında uygulanan patlatmaların etkili olabilmesi için, kullanılan patlayıcı madde, kayaç içerisine homojenleştirilebilmesi ve orada patlatılabilmesi için kayaçta delici makinalar yardımı ile delikler delinmektedir (YıldızveKöse, 2003).

Delik delme işleminde en yaygın kullanılan makinalardan biri Rotari sondaj makinalarıdır. Rotari makinaların ilk kullanımı 1845 tarihine denk gelmekte olup, o tarihten itibaren hızlı gelişmeler söz konusu olmuştur. Bu makinalarda en yaygın kullanılan matkaplar konik matkaplardır. Konik matkaplar her ne kadar ikili konik kafadan imal edilenleri olsada en yaygın kullanılanları eksenleri merkezde birleşecek şekilde konumlandırılmış, kendi eksenleri etrafında dönebilen üç konik kafanın (tricone bits) bir araya gelmesinden oluşmaktadır. Yumuşak ve çok zayıf kayaçlar için çelik uçlu olanları kullanılmakla

birlikte en yaygın olarak hemen her türlü formasyonda kullanılanları tungsten karbüt'ten imal edilmiş olanlarıdır. Hangi kayaçta kullanılacaklarına genellikle bu uçların çapları, yükseklikleri birbirine göre konumları, konik kafaların yerleştirilme açıları gibi bir çok tasarım parametresi etki etmektedir. Bu tasarım parametreleri sınıflandırılmaları içinde kullanılmakta olup, en yaygın kullanılan sınıflandırma uluslararası bir sınıflandırma olan IADC (International Association of Drilling Contractors)'dir (Jimeno and Carcedo, 1995).

Bu çalışmada, belirli bir formasyonda, delici makinaların performans (delici makinalarının verimlilik analizi) bir değerlendirmesi yapılacaktır. TKİ Bursa Orhaneli Linyitleri İşletmesi'nde Özkarlar firması tarafından dekapaj işlemleri için yapılan delme işlemleri üç rotari (döner) sondaj makinası tarafından yapılmaktadır. Bu makinalarda rotari sondaj yöntemi için klasik olan konik matkaplar (tricone bits) kullanılmaktadır. Bir bölge için optimum yani en hızlı ve dayanıklı matkap tipini seçmenin yolu, o formasyona uygun olduğu belirlenen matkap tiplerini arazide doğrudan test ederek elde etmektir. Bu amaçla bu çalışmada, sahada 3 ayrı matkabın delme hızı ve dayanım değerleri ölçülerek, en uygun matkap seçilmesi ve matkap tüketim maliyetlerinin doğrudan azaltılması ve kazı performansının yükseltilmesi amaçlanmıştır.

2 MATERYAL VE METOT

2.1. Bölgenin Özellikleri

TKİ Bursa Orhaneli Linyitleri İşletmesi 1979'dan beri linyit kömürü üretmekte olup, 23.000.000 ton rezervi ile daha uzun yıllar üretime devam edeceği tahmin edilmektedir. Çıkarılan kömürün tamamı 1 x 210 MW gücündeki aynı bölgede kurulu olan termik santrale verilmektedir. Kömür üretimi, kömür tabakasının üzerindeki örtü tabakasının delme-patlatma yöntemiyle kaldırılması esasına dayanan açık işletme yöntemiyle yapılmaktadır (Proje Raporu, 2013).

İşletme müdürlüğü sorumluluğundaki ruhsat sahaları Gümüşpınar, Sağırılar ve Çivili olmak üzere üç ayrı sektörden oluşmaktadır. Kömür sahaları Bursa ilinin Orhaneli ilçesi civarındadır. Orhaneli ilçesinin Gümüşpınar'a uzaklığı 21 km, Sağırılar'a 28 km, Çivili'ye 30 km'dir (Proje Raporu, 2013).

Havzadaki Neojen yaşlı kayaçlar altta yer alan metamorfik şistler, mermer ve ofiolitik kayaçların üzerine oturmuştur. Neojen birimler çakıltası-kumtaşı-çamurtaşı-kiltaşı ardalanması şeklindedir. Yukarıya doğru önce linyit damarı içeren marn ve daha üstte kumtaşı-çakıltası tekrarlaması görülür. Gümüşpınar ve Sağırılar sektöründe tek damar oluşumu gözlenirken, Çivili sektöründe birkaç damara rastlanmaktadır. Ortalama damar kalınlığı Gümüşpınar sektöründe 6,70m, Sağırılar sektöründe 4,10m, Çivili sektöründe 2,70m olarak bilinmektedir. Katman eğimleri Gümüşpınar ve sağırılarda 6°-10° arasında değişir, Çivili sektöründe ise 7°-15° arasındadır. Katman doğrultuları ise her üç sektörde NE-SW yönündedir. Faylar basamak faylar şeklinde olup atımları 10m ile 50m arasında değişmektedir. Fay eğimleri 55°-65° arasındadır (Proje Raporu, 2013).

Günümüzde kömür üretimi sadece Gümüşpınar sektörü'nde gerçekleştirilmektedir (Şekil 1). İşletme faaliyetlerinin yer alacağı yöreler oldukça yüksek tepelerle çevrili olup, ortalama yükseklik 600 m kadardır. Yöredeki yükseltileri genellikle kireçtaşları ile ofiolitler meydana getirmektedir. Aradaki çöküntü alanlarında ise neojen göl çökelleri görülmektedir. Bu sektörde üretim A5 ve A6 diye adlandırılan iki panoda gerçekleştirilmektedir. Son yıllarda A6 Panosu'ndaki dekapaj çalışmaları yüklenici firmalara verilmiş olup, bunlardan biride Özdoğan Grup Şirketlerinden Özkar İnşaat firmasıdır. TKİ plan-proje grubu tarafından hazırlanan projeye göre, ocağın doğu şevinde bulunan A6 panosunda dekapaj çalışmaları üç bölgede yürütülmektedir. İlk bölge ocağın KD'da, üçüncü bölge ocağın GD'da (heyelan alanı), ikinci bölge ise birinci ve üçüncü bölgeler arasında kalan bölgedir (Proje Raporu, 2013).

Gümüşpınar sektörü uzun ekseni K-G doğrultusunda olan fay kontrollü bir çöküntü alanıdır. Temel kayaçlar, mesozoyik ofiyolitik birimleri ve yaşlı mermerlerdir. Bu birim üzerinde bazı alanlarda uyumsuz, bazı alanlarda faylı dokanakla Miyosen yaşlı kömür içeren birimler bulunmaktadır. Alt seviyede killi ve kömürlü olan Miyosen örtü kayaçları üst seviyede tüf-kumtaşı-kiltaşı ardalanması mevcuttur. Gümüşpınar kömür havzasında Neojen yaşlı sedimanter birimler batı kesiminde ofiyolitleri, doğuda ise kristalize kireçtaşlarını uyumsuzlukla üzerlenmekte olup, bu birimler değişik özellikteki fay/fay zonları tarafından kesilmişlerdir (Proje raporu, 2013).



Şekil 1. Gümüşpınar Sektörü Genel Görünümü

A6 pano çalışması: Bu A6panodaki basamak genişliği 20–25m, basamak yüksekliği 8 m’dir. Tek damar oluşumu gözlenir. İşletme kotları yaklaşık olarak taban kotu 380, tavan kotu 510 kabul edilmektedir. İşletmenin ihale ile üstlenici firma tarafından çalıştığı bu panoda, dekapaj faaliyetleri ekskavatör-kamyonyöntemi ile çalışmalarını sürdürmektedir. Dekapaj faaliyetleri sırasında örtü tabakasının sondaj makineleri ile delik delinmesi, patlayıcı madde ile formasyonun gevşetilmesi, ekskavatörlerle kazılarak kamyonlara yüklenmesi ve bu kamyonlar vasıtasıyla iç ve dış döküm yapılması şeklinde çalışma sistemi uygulanmaktadır. Dış döküm sahası en uzun olan sahalarından biridir.

A5 pano çalışması: İşletmedeki dekapaj faaliyetlerinde ekskavatör-kamyon yöntemi ile dragline yöntemi birlikte uygulanmaktadır. Kömür damarının üzerindeki örtü tabakası uygun nitelikte patlayıcı madde patlatılarak gevşetilmekte ve daha sonra 10-15 yd³ kepçe kapasiteli ekskavatörlerle kazılarak 77 ton'luk damperlikamyonlarına yüklenmekte ve bu kamyonlar vasıtasıyla taşınarak kömürsüz alanlara dökülmektedir. En uzun dış döküm yapılan sahalarından biridir.

2.2. Rotari Sondaj Makinaları ve Matkaplar

2.2.1 Sondaj makinaları

İşletmede üç adet delik delme makinesi bulunmaktadır. DM45 ve DM50, patlatma deliği delmek üzere tasarlanmış, paletli, tepeden hidrolik tahrikli, çoklu rotari delme makineleridir. Bu makineler 14.9 – 22.9cm aralığında istenilen çapta ve 9m derinlikte delikler açabilir. Derinlik çalışılan alana göre değişiklik gösterir. Kömür üzerinde çalışma yapıldığında delik boyları genel olarak 6m

olarak düzenlenir. Bu çalışmada ölçümlerin yapıldığı matkapların takıldığı DM50’nin genel görünümü Şekil 2’de gösterilmekte, teknik özellikleri ise Çizelge 1’de verilmektedir.

Patlatma işleminin nasıl bir düzen ve ne kadar malzeme kullanılacağını sahanın toprak yapısı ve kayaçların dayanımı belirler. Genelde daha verimli bir patlatma yapılmak istendiği için şaşbeş düzen tercih edilir. Patlatma işlemine hazırlık safhasında öncelikle deliklerin kuru yada sulu olmaları kontrol edilir. Bu duruma göre deliklere konulacak patlayıcı maddeler seçilir.

Çizelge 1. DM50 Teknik Özellikleri (Atlas Copco, 2012)

Teknik Özellikler		
Delme Metodu	Döner veya çok geçişli DTH	
Delik çapı	5 7/8 in - 9 in	149 mm -229 mm
Hidrolik Baskı	45,000 lbf	200 kN
Bit uçlarındaki ağırlık	45,000 lb	20,400 kg
Hidrolik geri çekme kuvveti	22,000 lbf	98 kN
Tek seferde delik derinliği	27 ft 5	8.5 m
Maksimum delik derinliği	175 ft	53.3 m
Besleme Hızı	146 ft/min	0.7 m/s
Dönme torku	7,200 lbf•ft	9,76 kNm
Yaklaşık ağırlık	77,000 lb - 95,000 lb	35 - 41 ton



Şekil 2. DM50 sondaj makinası'nın genel görünümü

2.2.2. Matkaplar

Döner sondaj dizisinin en altında yer alan ve eksenini etrafında dönerek kazı işlemini gerçekleştiren sondaj elemanlarına “deliciler” ismi verilir. Deliciler “matkap” olarak isimlendirilen ve

doğrudan delik delmeye yarayan gereçlerle, önceden açılmış deliği genişletmeye yarayan “genişleticiler” olmak üzere ikiye ayrılır. Özel çelik alaşımlardan dökülmüş, kendi eksenine etrafında dönerken üzerindeki sondaj dizisi veya baskı ağırlığından da yararlanılarak; formasyonu basınç altında koparıp, parçalayıp öğüten matkaplar, doğrudan delme işlemini gerçekleştiren sondaj elemanlarıdır. Yapılış biçimlerine ve yapıldıkları malzeme cinsine göre gruplandırılır ve isimlendirilirler (Ersoy 2008, Yalçın ve Yalçın, 2011).

İşletmede 3 farklı firmaya ait matkap kullanılmıştır. Bu matkapların genel özellikleri Çizelge 2 - Çizelge 4’de verilmiştir.

Çizelge2.1’nolu Matkapın Özellikleri

IADC Kodu	632 (16,875 mm)
Rulman tipi	Bilyeli yatak
Sirkulasyon tipi	Jet Hava
Kesme yapısı -İç kısımdaki dizi -Keski dizisi -Konik koruma bölgesi	Tungsten Karbür Uçlar Sivri Uçlu Oval Yuvarlak
Pin bağlantısı	3 ½” API
Metrik bit çapı	171 mm
Ürün ağırlığı	21 kg
Önerilen Çalışma Koşulları	
Bitlerdeki ağırlık	9185.24 - 18370.49 kg
Dönüş hızı	60 – 100 RPM
Geri hava basıncı	0.2 – 0.4 MPA

Çizelge 3.2’nolu Matkapın Özellikleri

IADC Kodu	632 (16,875 mm)
Rulman tipi	Bilyeli yatak / hava soğutmalı
Sirkulasyon tipi	Jet Hava
Kesme yapısı -İç kısımdaki dizi -Keski dizisi -Konik koruma bölgesi	Tungsten Karbür Uçlar Konik Oval Yuvarlak
Pin bağlantısı	3 ½” REG
Metrik bit çapı	171 mm
Ürün ağırlığı	19.3 kgs
Önerilen Çalışma Koşulları	
Bitlerdeki ağırlık	2041.16 - 3855.53 kg
Dönüş hızı	60 – 115 RPM
Geri hava basıncı	0.2 minimum

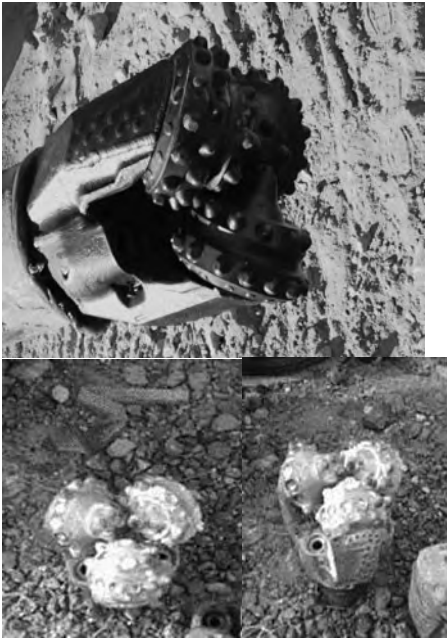
Çizelge 4. 3’nolu Matkapın Özellikleri

IADC Kodu	632 (16,875 mm)
Rulman tipi	Bilyeli yatak / hava soğutmalı
Sirkulasyon tipi	Jet Hava
Kesme yapısı -İç kısımdaki dizi -Keski dizisi -Konik koruma bölgesi	Tungsten Karbür Uçlar Düzleştirilmiş Konik Düzleştirilmiş Konik Testere Dişli
Pin bağlantısı	3 ½” API
Metrik bit çapı	171 mm
Ürün ağırlığı	17.5 kgs
Önerilen Çalışma Koşulları	
Bitlerdeki ağırlık	2041.16 - 3855.53
Dönüş hızı	50 – 90 RPM
Geri hava basıncı	0.2 minimum

Yukarıda Çizelge 2 - Çizelge 4’de belirtilen özelliklere sahip olan matkaplar A6 panosu, 402 kotu baz alınarak 402_1 alt , 402_2 alt ve 402_3 alt kotlarındaki çalışmalar esnasında kullanılarak verimlilik analizi yapılmıştır. Bu analiz sonucunda ise matkapların kullanılmamış ve aşınmış halleri Şekil 3-Şekil 5’de gösterilmiştir.



Şekil 3. 1 numaralı matkap



Şekil 4. 2 Numaralı matkap



Şekil 5. 3 Numaralı Matkap

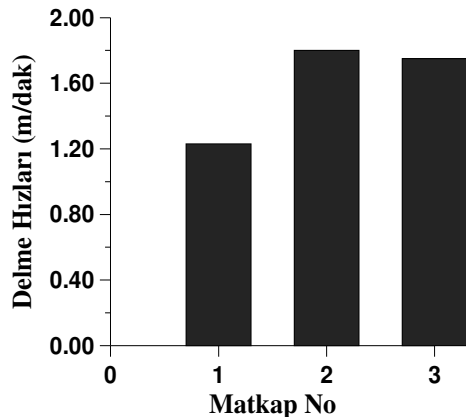
3.BULGULAR VE DEĞERLENDİRMELER

3.1.Sahada Yapılan Çalışmalar

A6 panosunda tek damar oluşumu gözlenmektedir. Çalışma alanı tabandaki kömür ve üst basamaklardır. Buradaki jeolojik ardalarda tüfit, kıltaşı, kireçtaşı ve marn şeklindedir. Katman eğimleri 5°–20° arasında değişir. Bu özelliklere sahip bölgede iki adet döner sondaj makinesi kullanılmaktadır. Bu makinelerin kazı verimlilik analizi yapılarak 1,2 ve 3 numaralı matkapların formasyon baz alınarak uygunluğu araştırılmak istenmiştir. Yapılan optimizasyon çalışmasında, matkapların maksimum metrajda minimum enerji harcaması ile uzun vadeli kullanım amaçlanmıştır. Bu analiz için gerekli parametreler: delme süreleri ve delik uzunluklarıdır. Arazide 3 matkaba ait delme uzunlukları ve bu uzunlukları ne kadar sürede deldikleri ölçülmüş ve Çizelge 5’de bu iki parametre gösterilmiştir. Delme uzunluklarının delme sürelerine bölümü sonucunda herbir matkaba ait delme hızları elde edilmiştir. Çizelge 5 ve Şekil 6’da matkapların delme hızlarının karşılaştırması görülebilir. Herbir matkabın toplam kaç delik deldikleri ise arazide yapılan ölçümlere göre bulunmuş ve Çizelge 5 ve Şekil 7’de gösterilmiştir.

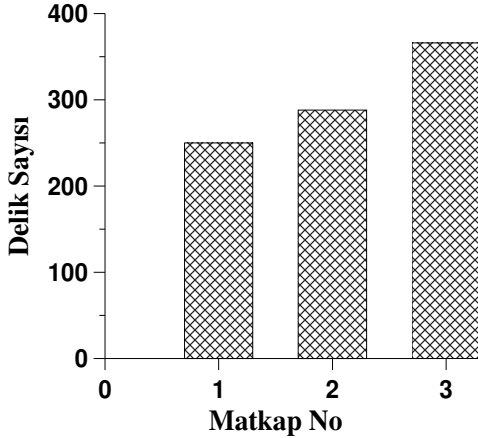
Çizelge 5. Matkaplara ait ölçüm sonuçları

Matkap No	1	2	3
Delik uzunlukları (m)	132	785	1738
Delme süreleri (dak)	104,62	504,56	1016,91
Delik hızları (m/dak)	1,23	1,8	1,75
Delik sayısı	250	288	366



Şekil 6. Karşılaştırılan matkapların delme hızları

Çalışma sırasında matkapların aşınmalarına da bakılmıştır ve bütün matkaplarda tungsten karbür uçlarda aşınmalar ve düşmeler gözlenmiştir (Şekil 3 - Şekil 5). Rotasyon hızının kazı sırasında düşük tutulmasının matkaplarının ömrünün uzatacağı ve verimli kazıyı sağlayacağı belirlenmiştir.



Şekil 7. Karşılaştırılan matkapların kazabildiği toplam delik sayısı

4 SONUÇLAR

TKİ Orhaneli Linyitleri, Gümüşpınar sektörü A6 panosundayapılan çalışmalar sonucunda elde edilen verilerle “hangi matkabının daha verimli ve dayanıklı olduğu” tespit edilmiştir.

Karşılaştırılan 1,2 ve 3 numaralı matkapların sonuçları Çizelge 5, Şekil 6 ve Şekil 7’de verilmiştir. Çizelge 5’de görüldüğü gibi öncelikle matkapların, belirli uzunlukları ne kadar sürede kazdıkları arazide ölçülmüştür. Daha sonra Çizelge 5’den görüleceği gibibunların birbirine oranı ile delme hızları belirlenmiş ve Şekil 6’da gösterilmiştir. Buna göre 2 ve 3 nolu matkabın 1 nolu matkaba göre daha hızlı kazı yaptıkları görülmektedir. Bu 3 matkabın arazide yapılan ölçümlere göre toplamda kazabildikleri delik sayısı ise Çizelge 5 ve Şekil 7’de verilmiştir. Şekil 7’den 3 nolu matkabın daha uzun süre dayandığı görülmektedir. Ayrıca bu çalışmada aşınma ile ilgili yapılan incelemelere göre, rotasyon hızının daha düşük tutulmasının, kazının daha verimli olması ve matkapların daha uzun süre dayanması açısından faydalı olacağı belirlenmiştir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın sonuçları İTÜ Maden Mühendisliği Bölümü’nde Ömür Acaroğlu Ergün’ün danışmanlığı’nda yapılan Merve Bulut’un bitirme tezine dayanmaktadır. Çalışmanın gerçekleşmesinde sağladıkları çalışma ortamı, numuneler ve makine verilerinin elde edilmesinde gösterdikleri ilgi ve alakadan ötürü Özdoğan Grup Şirketlerinden Özkar Firmasına, ayrıca desteklerinden dolayı TKİ Bursa Orhaneli Linyitleri İşletmesi’ne teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

- Atlas Copco, 2012, Blasthole Drilling in Open Pit Mining, Third Edition.
- Ersoy, A., 2008, Sondaj teknikleri ve uygulamaları, Nobel Kitabevi, Adana.
- Fear, M.J., 1996, How To Improve Rate of Penetration in Field Operations, IADC Drilling Conference, 12-15 March, Orleans Louisiana.
- Jimeno, C. L. and Carcedo, F., J. A., 1995., Drilling and blasting of rocks / Imprint Rotterdam, A.A.Balkemae, 391 p.
- Proje Raporu, 2013, TKİ-GLİ Müessesine Bağlı Bursa Linyit İşletmeleri Müdürlüğü Gümüşpınar Sahaları Ve Çivili Sektörlerindeki Kömür Sahalarının Değerlendirme Koşullarının Belirlenmesi Ve Üretim Faaliyetleri Halen Devam Eden Gümüşpınar Sektöründeki Şev Stabilitesi Problemlerinin Çözümüne Yönelik Çalışma Yapılması, İşletme Projesi Revize Edilmesi, Sağrılar ve Çivili Sektörlerindeki Yeraltı Rezervlerin İşletmesine Yönelik Avam Projelerinin Hazırlanması, 124 s.
- Yalçın, A. ve Yalçın, B., 2011. Sondaj Yöntemleri ve Uygulamaları. TMMOB, İstanbul, 5th edition., 496 pp.
- Yıldız, R. ve Köse, H., 2003. Açık İşletmelerde Delik Delme Metotları ve Delici Makineler, Kümes AS, Kütahya.

6. BÖLÜM

6. CHAPTER

UYGULAMALI JEOLojİ VE JEOFİZİK UYGULAMALARI

APPLIED GEOLOGY AND GEOPHYSICAL APPLICATIONS

Konya-Çumra tarım havzasında kullanılan yeraltı suyuna bağlı oluşan deformasyonların uzun dönemde izlenmesi

Long-term monitoring for deformations caused by underground water used in Konya-Çumra agricultural land

İ. Özkan, M. Mesutoğlu

Selçuk Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 42075, Konya

A. Üstün

Selçuk Üniversitesi, Harita Mühendisliği Bölümü, 42075, Konya

ÖZET: Çumra tarım havzasında, yeraltı su seviyesindeki değişimlere bağlı olarak, toprak zeminde konumsal yer değişimlerinin olduğu gözlenmektedir. Havza topografyasında x, y ve z koordinatlarındaki değişimlerin izlenmesi için 25 adet GPS ölçüm istasyonu kurulmuştur. Ayrıca bu GPS ölçüm istasyonlarının bazılarında çok yakın 11 noktada sondaj kuyuları açılmıştır. Bu kuyularda inklinometre ve manyetik oturma ölçüm sistemleri kurulmuştur. Hazırlanan ölçüm kuyularının derinlikleri 16.5-25 m aralığındadır. Ölçüm kuyularında yatay deformasyonları ölçmek amacıyla 0.01 mm hassasiyetli inklinometre ölçeri kullanılmıştır. Ölçer yardımıyla ölçüm kuyularının tümünde her 0.5 metrede bir ölçüm alınmıştır. Benzer şekilde kuyuların her 3 metresinde manyetik ölçer yardımıyla düşey deformasyonlar ölçülmüştür. Ölçümler dört ayda bir tekrarlanmıştır. Ölçüm kuyularının 9 adetinde, topografyada 0.5-84 mm/yıl aralığında oturmaların olduğu belirlenmiştir. Ayrıca, diğer 2 kuyuda 222-960 mm/yıl aralığında zemin kabarması olduğu bulunmuştur. Yerinde yapılan saha ölçümleri yardımıyla yatay yönde yatay deformasyon hızlarının 12-747 mm/yıl aralığında olduğu ölçülmüştür.

ABSTRACT: In Çumra agriculture basin, the changes in spatial locations of the soil surface depending on groundwater level changes have been observed. In order to monitor x, y and z coordinates in topography of the basin, 25 GPS measurement stations units were built. In addition, the boreholes were drilled at 11 different points, which were very close to some of the GPS measurement stations. In these boreholes, inclinometer and magnetic settlement measuring system were mounted. The depth of the wells was in the range 16.5-25 m. In wells, 0.01 mm sensitivity inclinometer probe was used to measure horizontal deformation. With the help of the probe, the measurements were taken in every 0.5 m in all of the measurement boreholes. Similarly, for every 3 meters of well, the vertical deformation measurements using magnetic ring were taken using magnetic settlement prob. The field measurements were repeated every four months. In 9 boreholes, it was determined that the settlement in topography was 0.5-84 mm/year range. In addition, in the other 2 boreholes, the ground heave was found between the range of 222-960 mm/year. In the horizontal direction by in-situ measurements, it was measured that the velocities of the horizontal deformation were occurred in the range of 12-747 mm/year.

1 GİRİŞ

Konya Çumra tarım havzasında her yıl önemli ölçüde zirai uygulamalar yapılmaktadır. Havzada gerçekleştirilen sulama çalışmaları için oldukça yüksek miktarda su kuyusu açılmış bulunmaktadır. Tarımsal faaliyetler için havzada açılan bu kuyulardan dalgıç pompalar yardımıyla kontrolsüz bir şekilde, aşırı miktarlarda su çekilmektedir.

Mevsimsel yıllık yağış miktarları ile doğa kendi doğal döngüsü içerisinde, yeraltından çekilen yeraltı suyunu tekrar havzada depolamaya çalışmaktadır. Ancak kontrolsüz bir şekilde artan kuyular ile yeraltı su kullanımları, her yıl bir önceki yıla nazaran artmaktadır. Bu sebeple doğa tarafından gerçekleştirilen doğal döngü yetersiz kalmaktadır. Sonuç olarak havzada yeraltı su

seviyesinin son 40 yılda yaklaşık 25-30 m azaldığı ifade edilmektedir (DSİ, 2012).

Konya-Çumra tarım havzasındaki yeraltı su kullanımına bağlı olarak, toprak ortamda oluşan deformasyonların belirlenmesi amacıyla, 110Y121 no'lu TUBİTAK projesi (Üstün ve ark., 2013) çerçevesinde, sahada GPS istasyonlarının kurulması ve inklinometre ölçüm kuyularının açılması planlanmıştır. Yaklaşık 27.500.000 km²'lik bir alana sahip tarım bölgesinde, havzanın en çok su çekilen bölgelerine 25 adet GPS ölçüm istasyonu ve bu noktalardan 11 adedinde inklinometre ölçüm kuyusu kurulmuştur.

GPS istasyonlarına ait ölçümler, Selçuk Üniversitesi Harita Mühendisliği Bölümü araştırmacıları tarafından yürütülmektedir. GPS ölçüm noktalarından sadece topografya yüzeyindeki x, y ve z yönlerindeki deformasyonlar izlenirken, inklinometre ölçüm kuyularından kuyu içerisinde seçilen derinliklerde yatay ve düşey deformasyonlar izlenebilmektedir. Bu bildiride GPS ölçüm sonuçlarına yer verilmemiş olup ilk 26 aylık çalışma sürecinde elde edilen inklinometre ve manyetik oturma ölçüm sonuçları sunulmuştur. Bu çalışmalar Selçuk Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölüm araştırmacıları tarafından yürütülmüştür.

2 ÖLÇÜM KUYULARININ HAZIRLANMASI

2.1. Ölçüm kuyuları için sondaj çalışmaları

Çalışma sahasında açılan ölçüm kuyularına ait genel bilgiler (Çizelge 1) ve sondaj yerlerini gösteren plan görünüş Şekil 1'de sunulmuştur. Sondaj çalışmalarında zemin özelliği gösteren malzeme ile karşılaşıldığı için, sondajlar kırıntılı ilerleme şeklinde yapılmıştır. Ancak her 3m'lik bölgeden tüp örnekler alınmıştır. Örnekler genel olarak killi, şistli, çakıl taşlı birimlerden oluşmaktadır (Çizelge 2). İnklinometre borularının kuyu içerisine rahat indirilebilmesi için sondaj kuyu çapları 125 mm seçilmiştir.

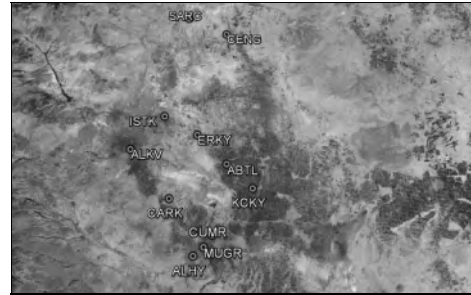
2.2. İnklinometre ve manyetik oturma ölçüm kuyularının kurulması

İnklinometre ölçüm borularının uzunlukları 3 m ve çapları 76 mm'dir. Her iki inklinometre borusu, 20 cm uzunluğunda ve 79 mm çaplı bağlantı elemanları ile birleştirilmiş ve daha sonra perçin yardımıyla kuvvetlendirilmiştir. Sondaj kuyusunun yanında hazırlanan ölçüm boru sistemi üzerine her 3 metrede bir manyetik oturma kolonu halkası yerleştirilmiştir. Bu halkaların yerleştirildiği

noktalarda boru çapı 97 mm'ye ulaşmıştır. İnklinometre boru sistemi hazırlandıktan sonra kuyudan sondaj tijleri çekilmiş ve kuyu cidarında olası çöküntülerin oluşmaması için vakit kaybedilmeden ölçüm boru sistemi kuyuya indirilmiştir. Kuyu cidarı ile inklinometre boruları arasında kalan boşluk, bentonit, su, çimento ve çok küçük ince agrega karışımından hazırlanan dolgu malzemesi ile doldurulmuştur.

Çizelge 1. Çumra tarım havzasında kurulan kuyu bilgileri

Ölçüm kuyusu	Kuyu kodu	Kuyu derinliği (m)
Alakova	ALKV	21.0
Çanklar	CARK	17.5
Alibeyhüyüğü	ALHY	25.0
Mugur	MUGR	22.5
Çumra	CUMR	20.0
Küçükköy	KCKY	19.5
Abditolu	ABTL	16.5
Erler Köyü	ERKY	18.5
İstiklal	ISTK	23.5
Sarıcalar	SARC	22.5
Çengilti	CENG	22.5



Şekil 1. Çumra tarım havzasında açılan sondaj lokasyonları

3 SAHA ÖLÇÜM SİSTEMATİĞİ

3.1. İnklinometre ölçüm yöntemi

Bu ölçüm sisteminde yatay deformasyonlar ölçülmektedir. Hazırlanan ölçüm kuyularına yerleştirilen inklinometre borularında bulunan raylar üzerinde, 0.01 mm hassasiyetli, inklinometre ölçeri ile her 0.5 metrede bir ölçüm alınabilmektedir. Bundan dolayı her bir ölçüm kuyusu içerisinde derinliğe bağlı birçok alt istasyon bulunmaktadır (Çizelge 3).

Saha ölçüm çalışmalarında, 100 m uzunluğa sahip ölçüm kablosuna, inklinometre ölçeri (prob) ve veri toplama ünitesi monte edilmiş daha sonra inklinometre ölçeri borudaki referans seçilen rayda düşey yönde hareket ettirilmiştir. Bu şekilde her

Çizelge 2. Sondaj karotlarından alınan örneklerle ait genel zemin tanımlamaları

Sondaj kuyu ismi	Sondaj uzunluğu (m)	Kuyu boyunca geçilen zemin malzeme özelliği		
		Çakıl (%)	Kum (%)	İnce kil-silt (%)
ALKV	21.0	Kil-Silt-Kum-Çakıl		
CARK	17.5	Kil-Silt-Kum-Çakıl		
ALHY	25.0	0.0	5.28	94.72
MUGR	22.5	1.88	65.50	32.62
CUMR	20.0	9.86	37.15	52.99
KCKY	19.5	0.0	54.83	45.17
ABTL	16.5	0.0	0.98	99.02
ERKY	18.5	0.0	4.72	95.28
ISTK	23.5	0.0	3.33	96.67
SARC	22.5	0.0	1.58	98.42
CENG	22.5	0.0	0.21	99.79

Çizelge 3. Ölçüm kuyusu içinde konumlandırılan alt istasyon adetleri

Ölçüm kuyusu	Kuyu derinliği (m)	Ölçüm kuyusunda alt istasyon adedi	
		İnclinometre	Manyetik
ALKV	21.0	42	7
CARK	17.5	35	6
ALHY	25.0	50	8
MUGR	22.5	45	7
CUMR	20.0	40	6
KCKY	19.5	39	6
ABTL	16.5	33	5
ERKY	18.5	37	6
ISTK	23.5	47	7
SARC	22.5	45	7
CENG	22.5	45	7
TOPLAM		458	72

0.5 metrede bir ölçüm alınmış ve veri kayıt sistemine otomatik olarak kayıt edilmiştir.

3.2. Manyetik oturma ölçüm yöntemi

Bu ölçüm yönteminde düşey deformasyonlar ölçülmektedir. İnclinometre boru sistemi üzerine 3 metrede bir bilezik gibi yerleştirilen manyetik halkalar (Çizelge 3), boru içerisinde hareket ettirilen 0.25 mm hassasiyetli manyetik ölçerin bu noktaya ulaşmasıyla sesli sinyal vermektedir. Böylece manyetik halkanın düşey konumda yapmış olduğu yer değişimi ölçülebilmektedir. Bu ölçüm sisteminde ölçüm değerleri sahada formalara işlenmiştir.

4 LABORATUAR ÇALIŞMALARI

Çalışma sahasında açılan 11 adet sondaj kuyusundan 6-6.5 metreler arasında ve 12-12.5 metreler arasında kalan zemin malzemesinden tüp örnekler alınmıştır. Örnekler üzerinde bir seri

zemin mekaniği deneyleri yapılmıştır (Çizelge 4). Genel olarak kil-kum-çakıl ardalama yapısının görüldüğü yapının özgül ağırlıklarının 2.59 gr/cm^3 - 2.719 gr/cm^3 aralığında değiştiği belirlenmiştir. Atterberg Limitleri deneyleri yardımıyla likit limit, plastik limit ve plastisite indisi değerleri belirlenmiştir. Deney sonuçlarına göre, likit limit %37-%59 aralığında, plastik limit %24-%33 aralığında değişirken plastisite indisi değerlerinin %9-%26 aralığında değiştiği anlaşılmıştır. Diğer bir zemin mekaniği deneyi olan konsolidasyon deneyleri yardımıyla da sıkışma katsayıları, hacimsel sıkışma katsayıları ve şişme yüzdeleri belirlenmiştir. Sıkışma katsayısı 0.0134 - $0.0257 \text{ cm}^2/\text{kg}$ aralığında, hacimsel sıkışma katsayısı 0.0085 - $0.0143 \text{ cm}^2/\text{kg}$ aralığında olurken şişme yüzdesi %0.3-%3.8 aralığında konumlanmaktadır. Ayrıca bu çalışmada gerçekleştirilen üç eksenli basınç dayanımı deneylerinde iki farklı yanal basınç uygulanmıştır ($\sigma_3=0.5 \text{ kg/cm}^2$ ve $\sigma_3=1.0 \text{ kg/cm}^2$). Belirlenen içsel sürtünme açılarının (Φ) 4.8° - 7.1° aralığında ve kohezyon (c) değerlerinin ise 38.34 kPa - 65.70 kPa aralığında değiştiği tespit edilmiştir. İçsel sürtünme açısı (Φ) ve kohezyon (c) değerleri yardımıyla belirlenen Mohr yenilme zarfı eşitlikleri belirlenmiştir (Çizelge 4).

5 SAHA ÖLÇÜMLERİ

5.1. İnclinometre ölçümleri

Konya Çumra tarım havzasında kurulan 11 adet inclinometre ölçüm kuyusundan alınan ölçümler, öncelikle veri toplama ünitesine kayıt edilmiştir. Veriler daha sonra SMART programı yardımı ile bilgisayar ortamına aktarılmıştır. Bilgisayar ortamına aktarılan bu veriler, INCLI-2 yazılımı ile grafiksel formata dönüştürülmüştür. Bu bildiride tipik örnek olarak Abditolu (ABTL) kuyusuna ait grafiksel sunumlar verilmiştir. Şekil 2 ve Şekil 3'de, konumsal yatay deformasyon-KYD (Cumulative Displacement) ve konumsal yatay deformasyon farkı-KYD/F (Incremental Displacement) grafikleri sunulmuştur.

Şekil 2a'da konumsal yatay deformasyon doğu-batı (KYD-DB) grafiklerinde (+) değer doğu, (-) değer batı yönündeki deformasyonları, konumsal yatay deformasyon kuzey-güney (KYD-KG) grafiklerinde ise benzer olarak (+) değer kuzey, (-) değer güney yöndeki deformasyonları vermektedir. Şekil 2b'de konumsal yatay deformasyon-KYD grafikleri ise kuzey-güney ve doğu-batı yönlerdeki deformasyonların bileşkelerini vermektedir.

Şekil 3a'da konumsal yatay deformasyon farkı doğu-batı (KYD/F-DB) grafiklerinde (+) değer

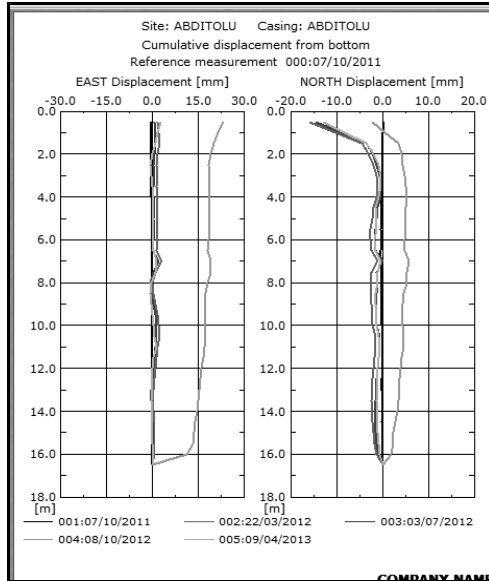
doğu, (-) değer ise batı yönündeki fark deformasyonları göstermektedir. Konumsal yatay deformasyon farkı kuzey-güney (KYD/F-KG) grafiklerinde (+) değer kuzey, (-) değer ise güney yönünde oluşan fark deformasyonları belirtmektedir. Şekil 3b'de sunulan KYD/F grafikleri ise farksal deformasyonların (KYD/F-DB ve KYD/F-KB) bileşkesini vermektedir.

5.2. Manyetik oturma ölçümleri

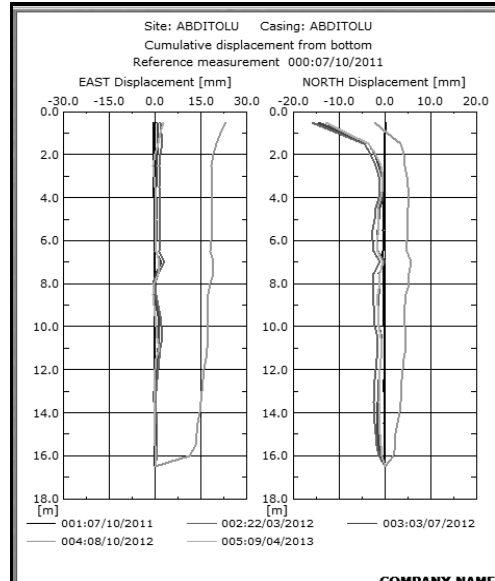
Sahada kurulan inklinometre kuyuları içerisindeki inklinometre boruları üzerine, 3m aralıklarla yerleştirilen manyetik halkalar yardımıyla oturma ölçümleri yapılmıştır. Formlara kayıt edilen ölçüm sonuçları Excel programına girilmiş ve ilgili grafikler hazırlanmıştır. Buna ait tipik bir örnek Şekil 4'de sunulmuştur.

Çizelge 4. Konya kapalı havzasında gerçekleştirilen bazı zemin mekaniği deney sonuçları

Sondaj adı	Birim hacim ağırlık (kN/m ³)	Likit limit (%)	Plastik limit (%)	Plastisite indisi (%)	Sıkışma katsayısı (cm ² /kg)	Hacimsel sıkışma katsayısı (cm ² /kg)	Şişme yüzdesi (%)	Kohezyon (kN/m ²)	İçsel sürtünme açısı (°)	Mohr zarf eştliği
ALHY	18.17	44	29	15	0.0214	0.0122	1.1	46.89	4.8	$\tau = 0.0834\sigma + 0.4689$
CUMR	19.68	37	28	9	0.0180	0.0119	0.6	38.34	4.9	$\tau = 0.0850\sigma + 0.3834$
ABTL	19.90	43	24	19	0.0134	0.0085	1.7	58.48	4.9	$\tau = 0.0863\sigma + 0.5848$
ABTL	19.59	46	25	21	0.0144	0.0088	0.7	42.69	6.2	$\tau = 0.1094\sigma + 0.4269$
SARC	19.56	48	26	22	0.0167	0.0106	3.8	57.05	7.1	$\tau = 0.1240\sigma + 0.5705$
ERKY	18.15	44	26	18	0.0257	0.0143	0.3	40.44	5.0	$\tau = 0.0876\sigma + 0.4044$
ISTK	19.30	46	25	21	0.0144	0.0089	3.0	45.84	5.8	$\tau = 0.1021\sigma + 0.4584$
CENG	18.76	59	33	26	0.0171	0.0097	2.4	65.70	4.8	$\tau = 0.0837\sigma + 0.6570$

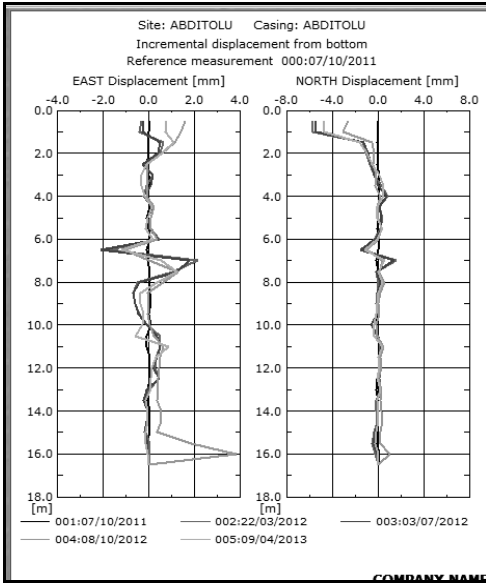


(a) KYD-DB ve KYD-KG grafikleri

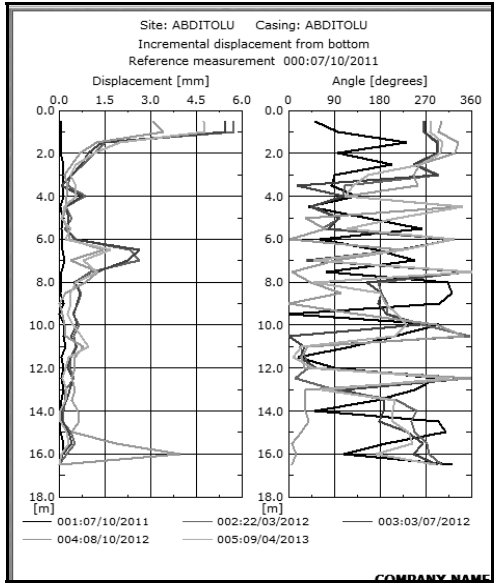


(b) KYD grafikleri

Şekil 2. Abditolu kuyusuna ait KYD grafikleri

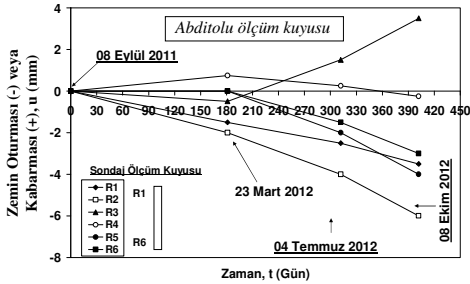


(a) KYD/F-DB ve KYD-KG grafikleri



(b) KYD/F grafikleri

Şekil 3. Abditolu kuyusuna ait KYD/F grafikleri



Şekil 4. Tipik bir manyetik kolon ölçüm sonucu

6 UZUN DÖNEMLİ ÖLÇÜM SONUÇLARI

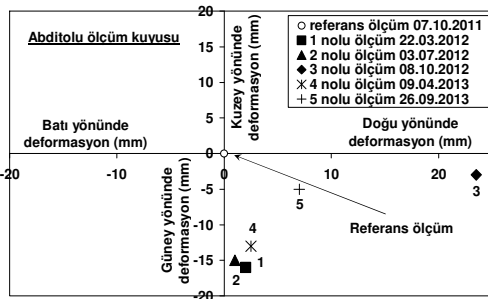
6.1. İnklinometre ölçüm sonuçları

Konya kapalı havzasında kurulan inklinometre ölçüm kuyularında, yaklaşık 26 ay süren yatay deformasyon ölçüm çalışmaları iki ayrı temelde değerlendirilmiştir. İlk değerlendirme, kuyunun hemen 0.5'inci metresinde bulunan ilk alt istasyon noktasındaki yatay deformasyonlar, diğer değerlendirme ise kuyu içerisindeki yeraltı su çekilmesine bağlı yatay yönde oluşan kayma yüzeyindeki deformasyonlar için yapılmıştır.

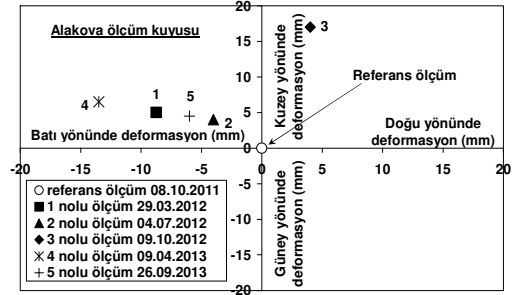
Değerlendirme çalışmalarında, ölçüm kuyuları içerisinde konumlandırılan tüm alt istasyonlarda, ölçüm noktalarının, konumsal olarak ölçüme başladığı ilk referans noktasının etrafında dolaştığı belirlenmiştir. Bu durum, yeraltı su

seviyesinin mevsimsel hareketine ve bu su seviyesinin tarım faaliyetleri nedeniyle, azaltılmasına bağlı olduğu tespit edilmiştir.

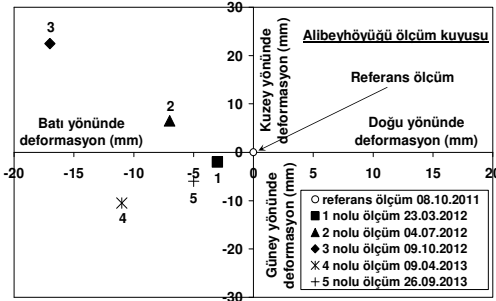
İnklinometre ölçüm kuyusunun ilk alt istasyonu kuyu ağzından 0.5 m derinde konumlanmaktadır. Bu alt istasyon noktası kuyu ağzına çok yakın olduğu için kuyu ağzı olarak kabul edilmiştir. Tüm ölçüm kuyularının kuyu ağızlarındaki yatay yer değişimleri grafiksel olarak Şekil 5'de görülmektedir. Sunulan grafiklerden görüldüğü üzere kuyu ağzı, ilk referans noktası etrafında yeraltı su seviyesine bağlı olarak yer değiştirmektedir. Burada dikkati çeken, havzada yeraltı sularının yükseldiği kış aylarının sonunda (Mart) yapılan ölçüm değerleri ile yaz ayları sonunda (Ekim) yapılan ölçüm noktalarının birbirlerinden oldukça farklı noktalarda konumlanmasıdır. Ancak Şekil 5'den tüm kuyularda deformasyon hareketlerinde belirli bir sistematığın olmadığı anlaşılmaktadır. Şekil 5'de görülen durum, ölçüm kuyularının tüm alt istasyonlarında söz konusudur. Zamana bağlı deformasyon davranışlarının belirlenmesinde bu durum sorun yaratmıştır. Her bir ölçüm tarihinde kayıt edilen konumsal deformasyon değerleri toplanarak zamana karşı deformasyon davranışları incelendiğinde belirli bir deformasyon sistematığının olduğu belirlenmiştir. Buna ait tipik bir grafik Şekil 6'da Abditolu ölçüm kuyusu için verilmiştir.



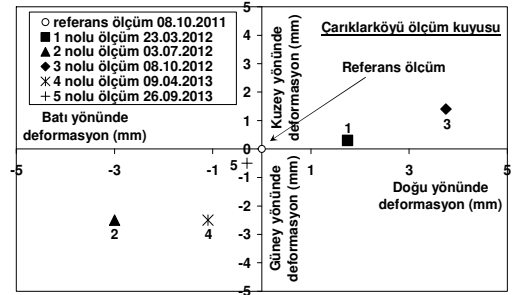
(a) ABTL ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı



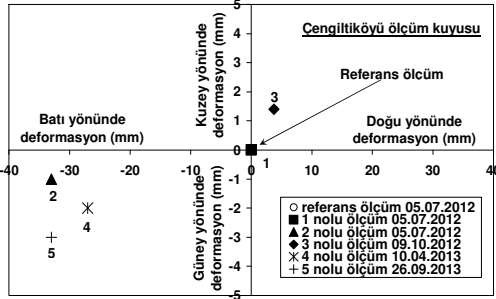
(b) ALKV ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı



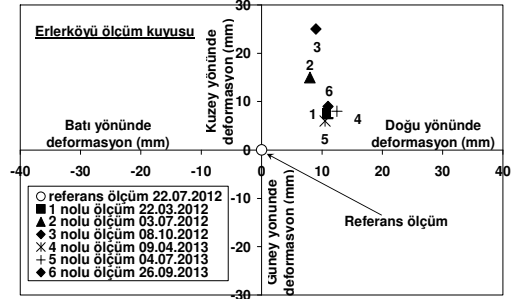
(c) ALHY ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı



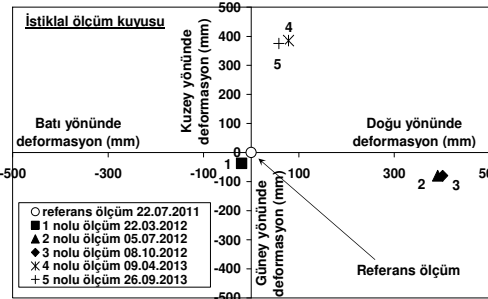
(d) CARK ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı



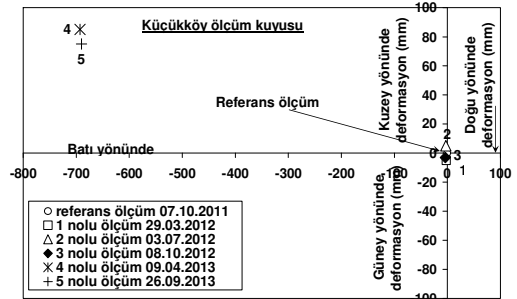
(e) CENG ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı



(f) ERKY ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı

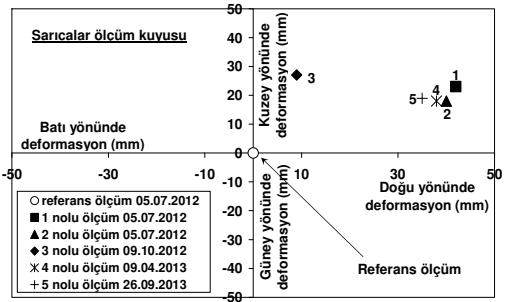
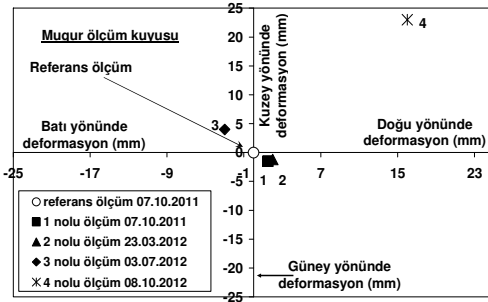


(g) İSTK ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı



(h) KÜCKÖY ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı

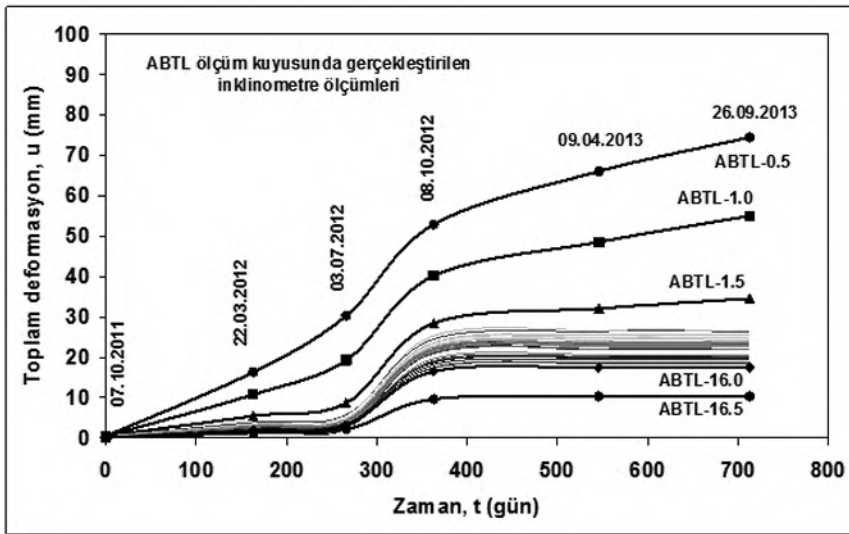
Şekil 5. İnklinometre kuyu ağızlarının yatay konumda izledikleri yol izleri



(i) MUGUR ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı

(k) SARC ölçüm kuyusunda inklinometre çıktısı

Şekil 5. İnklinometre kuyu ağızlarının yatay konumda izledikleri yol izleri (devam)



Şekil 6 ABTL ölçüm kuyusundaki alt istasyonlarda zamana bağlı yatay deformasyon davranışı

Tipik bir örnek olarak sunulan Şekil 6'da en fazla deformasyon değerlerinin ölçüm kuyu ağzında olduğu, derinlik arttıkça toplam deformasyon değerlerinin azaldığı anlaşılmaktadır. Havzada kurulan ölçüm kuyularının ağız kısımlarında belirlenen toplam deformasyon (mm), deformasyon hızı (mm/gün), deformasyon ivmesi (mm/gün²) ve deformasyon yönleri Çizelge 5'de sunulmuştur.

İkinci değerlendirme çalışmaları kuyu içerisinde yeraltı su seviyesindeki değişimlere bağlı oluşan kayma düzlem derinlikleri Şekil 3'de tipik olarak sunulan KYD/F grafiklerinden belirlenmiştir. Bu grafiklerde ani deformasyon fıkılışmaları görülebilmektedir. Abditolu ölçüm kuyusu için verilen Şekil 3'den bu kuyunun 1.0, 6.5 ve 16.0 metrelerinde ani deformasyon değişimlerinin olduğu anlaşılmaktadır. Bu kritik üç noktadan en

derinde olan derinlik değeri dikkate alınmıştır. Benzer değerlendirme, tüm ölçüm kuyularında yapılmıştır. Daha sonra KYD (Şekil 2) grafiklerinden bu kritik derinliklere ait toplam deformasyon değerleri belirlenmiştir. Kritik derinliklere ait toplam deformasyon (mm), deformasyon hızı (mm/gün), deformasyon ivmesi (mm/gün²) ve deformasyon yönü Çizelge 5'de görülmektedir.

Çizelge 5'de kuyu ağızları için belirlenen deformasyon yönleri Google çıktısı üzerinde işlenmiştir. Şekil 5'de sunulan grafikler ve Şekil 7'de sunulan bu harita incelendiğinde kuyuların yaz aylarında suyun çok kullanımına bağlı olarak, tarım alanları tarafına yattığı, kış aylarında ise ters yönde, tarım alanlarının dışında konumlanan dağ yapılarına doğru hareket ederek tekrar düzelmeye çalıştığı belirlenmiştir.

6.2. Manyetik oturma ölçüm sonuçları

Ölçüm kuyularında inklinometre borularının üzerinde her 3 metrede bir oluşturulan ölçüm noktalarından alınan ölçüm sonuçları Çizelge 6'da sunulmuştur. Bu ölçümler yaklaşık 13 ay yapılmıştır. Ölçüm cihazında yaşanan bir problem nedeniyle ölçümler son bir yılda yapılamamıştır. Havzada 0.5-93 mm zemin oturmalarının olduğu buna karşın iki kuyuda önemli ölçüde zemin kabarmalarının olduğu belirlenmiştir. Çizelge 6'da ayrıca düşey deformasyonların hız ve ivme sonuçları görülmektedir.

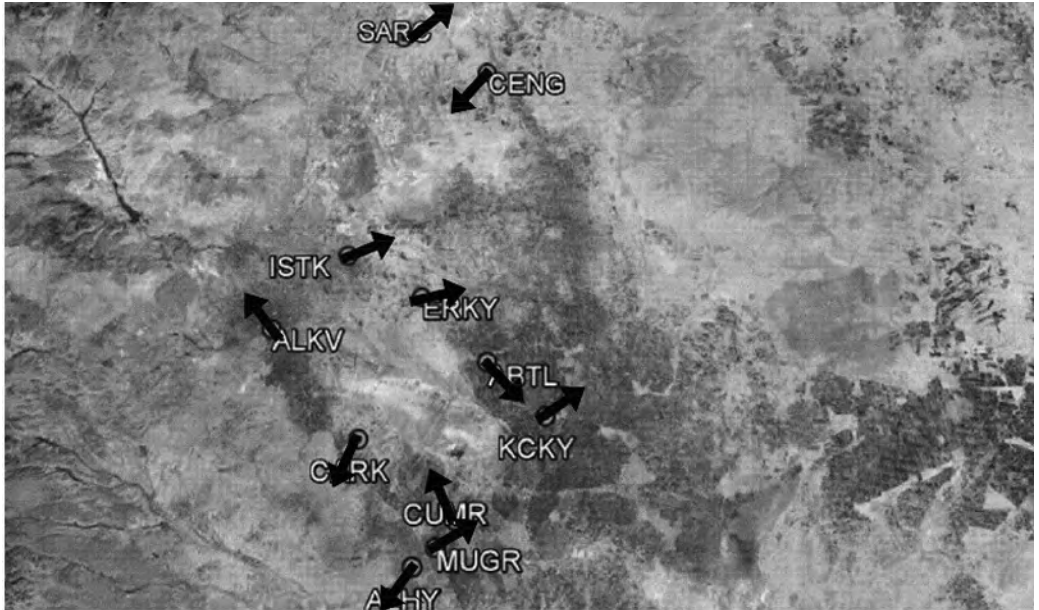
Çizelge 6. Ölçüm kuyularının üçüncü metrelerinde konumlanan manyetik halka istasyonlarında (R1) düşey deformasyon sonuçları

Kuyu adı	u (mm)	v (mm/gün)	a (mm/gün ²)
ABTL	-3.50	0.00871	0.0000217
ALKV	+244.25	0.60759	0.0015114
ALHY	-93.0	0.23134	0.0005755
CARK	-0.50	0.00124	0.0000031
CENG	-1.0	0.00248	0.0000062
ERKY	-4.0	0.00995	0.0000247
İSTK	-3.83	0.00953	0.0000237
KCKY	-3.25	0.00808	0.0000201
MUGR	-4.97	0.01236	0.0000308
CUMRA	+475.83	2.62889	0.0065395
SARC	-1.33	0.00331	0.0000082

(+) zemin kabarması (-) zemin oturması

Çizelge 5 Çumra tarım havzasına tesis edilen inklinometre ölçüm kuyularından belirlenen deformasyonlar

Kuyu adı	Ölçüm kuyu derinliği h	Ölçüm kuyu ağzında deformasyon bilgisi				Kritik kuyu derinliği h	Olası kayma düzleminde deformasyon bilgisi			
		u	v	a	yön		u	v	a	yön
	(m)	(mm)	(mm/gün)	(mm/gün ²)		(m)	(mm)	(mm/gün)	(mm/gün ²)	
ABTL	16.50	74.5	0.104	0.000144	GD	16.00	20.00	0.0278	0.000039	GD
ALKV	21.00	56.5	0.079	0.000109	KB	13.50	16.00	0.0223	0.000031	GB
ALHY	25.00	68.0	0.095	0.000132	GB	15.50	18.50	0.0257	0.000036	GD
CARK	18.50	24.1	0.033	0.000046	GB	16.00	8.50	0.0112	0.000016	GB
CENG	22.50	90.0	0.212	0.000498	GB	4.50	5.00	0.0118	0.000028	GD
ERKY	18.50	98.0	0.124	0.000157	KD	17.50	35.00	0.0443	0.000056	KD
İSTK	23.50	1618	2.048	0.002593	KD	14.00	425.0	0.5379	0.000681	KB
KCKY	19.50	1340	1.861	0.002585	KB	10.50	645	0.8958	0.001244	KB
MUGR	22.50	38.5	0.105	0.000289	KD	12.50	22.00	0.0603	0.000165	KD
CUMRA	20.00	5.00	0.025	0.000130	KB	4.00	7.00	0.0357	0.000182	GB
SARC	22.50	207	0.524	0.001327	KD	15.00	143.5	0.3633	0.00092	KD



Şekil 7. Çumra tarım havzasında kurulan ölçüm kuyu ağzlarında belirlenen yer değişim davranışı

7. SONUÇLAR

Konya kapalı havzasında başlatılan çalışmalar çerçevesinde, sahada 2011 Eylül ayında kurulan 11 adet ölçüm kuyusunda, ölçümlere devam edilmektedir. 2011 Temmuz - 2013 Eylül dönemini kapsayan çalışmaların ilk sonuçları bu bildiride sunulmuştur. Yaklaşık 26 aylık ölçüm sürecinde elde edilen sonuçlar aşağıda sunulmuştur.

1. İnklinometre ölçüm kuyularında oluşturulan alt istasyon noktalarında izlenen konumsal yatay deformasyonların (KYD), referans ölçümü ile kayıt edilen başlangıç noktasının etrafında yol izlediği tespit edilmiştir.
2. Ölçüm tarihlerinde belirlenen konumsal yatay deformasyon (KYD) değerlerinin toplanması ile elde edilen toplam deformasyonların kuyu ağzından kuyu sonuna doğru gidildikçe sistematik olarak azaldığı belirlenmiştir.
3. İnklinometre ölçümlerinden, kuyu ağzlarında yatay deformasyonların 24.1-1618 mm aralığında olduğu tespit edilmiştir. Deformasyon hızı ve ivme aralığının sırasıyla 0.033-2.048 mm/gün ve 0.000046-0.002593 mm/gün² olduğu belirlenmiştir.
4. Ölçüm kuyularının, belirli derinliklerinde yeraltı su seviyesindeki değişimlere bağlı olarak kayma düzlemlerinin olduğu belirlenmiştir. Bu kayma düzlemlerinin ABTL, ALKV, ALHY, CARK, CENG, ERKY, ISTK, KCKY, SARC, MUGR VE CUMRA ölçüm kuyularında sırasıyla 16.0, 13.5, 15.5, 16.0, 4.5, 17.0, 14.0, 15.0, 12.5 ve 4. m'ler olduğu belirlenmiştir. Bu derinliklerde kuyu eksenleri makaslama hareketi ile kesilmektedir.
5. Ölçüm kuyusu içerisinde makaslama hareketlerinin etkin olduğu kritik derinliklerde oluşan deformasyon, deformasyon hızı ve ivmesinin sırasıyla 5-645 mm, 0.0118-0.8958 mm/gün ve 0.000028-0.001244 mm/gün² aralığında olduğu tespit edilmiştir.
6. Ölçüm kuyularında yapılan düşey deformasyon ölçümlerinde ALKV ve CUMR ölçüm kuyuları hariç diğer kuyularda zemin oturmalarının olduğu belirlenmiştir. Zemin oturma deformasyonları incelendiğinde ALHY ölçüm kuyusunda 93 mm ile doruk noktasına ulaşıldığı diğer kuyularda ise oturma değerlerinin 0.5-4.97 mm aralığında olduğu tespit edilmiştir. Buna karşın ALKV ve CUMR ölçüm kuyularında, zeminin sırasıyla 244.25 mm ve 475.83 mm seviyelerinde kabardığı belirlenmiştir. Düşey deformasyonlardaki hız ve ivme değişimlerinin sırasıyla 0.00124-2.63

mm/gün ve 0.0000031-0.0066 mm/gün² aralığında olduğu olduğu tespit edilmiştir.

7. Sahada gerçekleştirilen sondaj çalışmalarından elde edilen zemin malzemeleri üzerinde yapılan zemin mekaniği deneysel çalışmalarından, birim hacim ağırlık, likit limit, plastik limit, plastisite indeksi, sıkışma katsayısı, hacimsel sıkışma katsayısı, şişme yüzdesi, kohezyon ve içsel sürtünme açılarının sırasıyla, 18.15-19.90 kN/m³, % 37-59, % 24-33, % 9-26, 0.0134-0.0257 cm²/kg, 0.085-0.143 cm²/kg, % 0.7-3.8, 38.34-65.70 kN/m² ve 4.8°-7.1° aralığında olduğu belirlenmiştir.

Yukarıda verilen sonuçlara dayalı olarak aşağıda belirtilen genel değerlendirmeler yapılmıştır.

- i. Ölçüm kuyularının tarım alanını çevreleyecek şekilde kurulduğu dikkate alınırsa genel olarak yeraltı su kullanımına bağlı olarak yaz aylarında kuyu eksenlerinin yeraltı suyunun çok çekildiği tarım alanı tarafına doğru yatay yönde eğimlendiği kış aylarında ise tekrar düzelmeye çalıştığı anlaşılmıştır. Sistematik döngü içerisinde kalıcı yatay deformasyonlar oluşmaktadır.
- ii. Havzada genel olarak düşey yönde zemin oturmalarının olduğu belirlenmiştir.
- iii. TUBİTAK 110Y121 nolu proje çalışmalarının tamamlanması durumunda, iki boyutlu kesitler üzerine ölçüm kuyu koordinatları ve makaslama hareketlerinin yoğunlaştığı kritik derinlikler işlenerek matematiksel analizlerin yapılabileceği ve sonuç olarak üç boyutlu çökme çanağının geometrisinin çıkarılabileceği anlaşılmıştır.

KATKI BELİRTME

Bu bildiride sunulan sonuçların üretilmesinde 110Y121 nolu proje ile destek sağlayan TUBİTAK'a ve bildiriye değerlendiren hakemlere yazarlar teşekkür eder.

KAYNAKLAR

- Üstün, A., Özkan, İ., Tuşat, E., Eren, Y., Bildirici, Ö. Üstütaş, T. ve Özdemir, A. 2013, Konya Kapalı Havzasında Zemin Çökmelerinin Jeodezik Yöntemlerle İzlenmesi ve Nedenlerinin Araştırılması, TUBİTAK Araştırma Projesi (110Y121), Ara Rapor, Konya.
- DSİ, 2012, Konya DSİ Bölge Müdürlüğü, Proje kapsamında çalışmaları, Kişisel görüşme.

Yeraltı Kaya Formasyonları İçindeki Su Rezerv Boyutları: Sızma-Konya Uygulaması

Groundwater reserve dimension in rock formations: Sızma-Konya Application

K. Doğan,& M. K. Gökay

Selçuk Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Konya

ÖZET: Bu çalışmada farklı derinliklerdeki tabakaların yerdirenci değişimleri tanımlanarak, ölçülen değerlerin su rezerv boyutlandırmasında pratik kullanılabilirliği incelenmiştir. Bu amaçla Konya merkeze yaklaşık 35 km uzaklıkta bulunan Sızma kasabasında yeraltı suyu araştırması yapılmıştır. Sızma civarında, yüzey sularının geçiş hatları boyunca yapılan yerdirenci ölçümleri incelenerek, suyun “Sızma-yeni yerleşimi” yakınlarında oluşturduğu rezerv durumu incelemeye alınmıştır. Bu bölgeden elde edilen yerdirenci grafiklerinin incelenmesi sonucunda yeraltında suyun yerleştiği rezerv kayacın yeraltındaki pozisyonu konusunda yorumlar yapılmıştır.

ABSTRACT: Earth resistivity values of rock formations have been measured in this study to understand if the test results could be interpreted for groundwater reserve dimensioning. For this reason field resistivity tests were performed in to Sızma village which is located 35 km away from Konya city center. Surface water discharge directions around “Sızma-new settlement” area were checked for locating resistivity test sites. Groundwater reserve condition for Sızma-new settlement was determined together with limestone rock mass situation under the surface cover. After obtaining earth resistivity graphics through the field surveys, a groundwater reserve position in underground was evaluated together with its extensions.

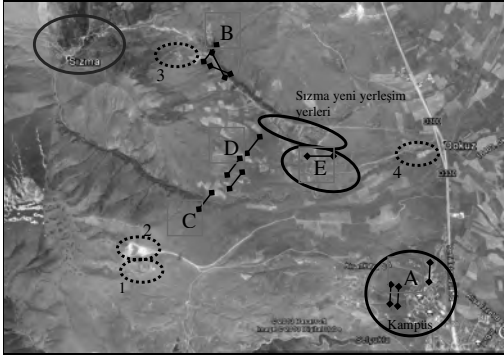
1.GİRİŞ

İki boyutlu yerdirenci ölçümleri çok elektrotlu ölçüm cihazlarının yayılmasına bağlı olarak birçok araştırmacı tarafından kullanılabilir hale gelmiştir. Yerdirenci ölçümlerinde kullanılan elektrot dizilimleri ve bunların avantaj ve dezavantaj bilgileri, yerdirenci araştırmalarının temelini oluşturmaktadır. Bu konuda daha önce yayınlanan makale ve raporlarda bu konular detaylı olarak incelenmiştir. (Dahlin, 2001; Loke, 2001). Maden mühendisleri olarak, işletilecek maden sahasında öncelikle düşünülmesi gereken parametreler arasında yeraltı su potansiyeli de bulunmaktadır. Yeraltı suyunun varlığı ve rezerv büyüklüğü konusunda yapılacak ön değerlendirmeler, maden işletme yönteminin seçimini etkileyecek seviyede olabilir. Su seviyesinin durumunun yerdirenci ölçüm sonuçları ile belirlenmesinin mühendislere ne kadar yardımcı olabileceği konusu burada vurgulanmak istenen ana konudur. Bu amaçla Konya şehir merkezine 35 km uzaklıkta bulunan Sızma kasabası

yeni yerleşim yeri yakınlarında örnek bir yeraltı suyu taraması yapılmıştır. Bu tarama sırasında bilinen su kaynakları dışında su rezervi olup olmadığı araştırılırken, bilinen rezervlerin de yeraltı su rezerv durumunun öğrenilmesi amaçlanmıştır. Bu çalışma sahası içindeki maden ocakları ve yerleşim yerleri açısından yeraltı suyunun varlığı çok önemlidir. Selçuk Üniversitesi, kampüsüne yakın olan araştırma sahasında, bulunacak yeni su rezervleri ve bu rezervlerin büyüklükleri üniversitenin gelecekteki su ihtiyaçları için ayrıca önem taşımaktadır. Araştırma sahasının genel görünümü Şekil 1’de verilmektedir.

Sızma-Selçuk Üniversitesi kampüs alanı arasında kalan bölgenin genel topografyası incelendiğinde, Şekil 1’de kırık arazi görünümünün hakim olduğu bir yapıyla karşılaşılır. Sızma yakınlarındaki yüksek pozisyonlardan Güneydoğu yönündeki ovaya su aktaran sel yatakları, bu bölgede kışın veya bahar aylarında akan suyun görülebileceği tek doğal unsurlardır. Bu sel yatakları yağış olmaz ise her zaman kuru durumdadır. Şekil 1’de verilen

görüntüden de anlaşılacağı gibi araziler, kıraç tarım yapılan buğday tarlalarından ve çok az sayıda bahçelerden oluşmaktadır. Sızma kasabasında bulunan yeraltı suyu çıkışlarına (pınar ve sondaj kuyuları) ek olarak, “Sızma-yeni yerleşim” yerindeki su sondaj kuyuları ve bunlara ilave olarak açılan keson kuyular (Dokuz köyüne doğru akışı olan sel yatağının, Sızma-yeni yerleşim yeri içerisindeki uzantısına yakın yerlerde bahçe sulaması için elle kazılan 80-100 cm çapında, 6-14 metre derinliğindeki kuyulardır) bu bölgenin su ihtiyacını karşılamaktadır.



Şekil 1.Konya-Sızma kasabası Güneydoğu'sunda yer alan Selçuk Üniversitesi kampüsünün Sızma'ya göre pozisyonu. Bu uydur görüntüsü içine giren maden ocakları (1. traverten sahası, 2. kireçtaşı ocağı, 3. kireçtaşı ocağı, 4. kil ocağı) kesik çizgilerle gösterilmiştir. Bu görüntü üzerinde, ölçüm yapılan yerdirenci hatlarının yerleri de (A,B,C,D,E) gösterilmektedir.

Madencilik açısından düşünüldüğünde bu bölge yeraltı suyu fazlalığı nedeniyle maden işletme yönteminde değişiklik yapılması gereken bir bölgeden çok, yeraltı suyu azlığından dolayı madencilerin farklı problemlerle karşılaştıkları çalışma bölgesidir. Şekil 1'de işaretlenen maden ocakları yeraltı su rezervini etkileyecekleri iddiasıyla karşı karşıyadırlar. Bazı durumlarda bu iddiaların mahkemelere taşındığı da bilinmektedir. Bu açıdan bakıldığında, bu bölgede çalışacak maden ocaklarının su ihtiyaçlarının karşılanabilirliği, mevcut su rezervlerinin genel lokasyonunun belirlenmesi birçok açıdan önemli hale gelmektedir. Bu bölgenin çoğunluk alanını kapsayan kireçtaşlarının ve bölgede bazı lokasyonlarda mostra veren konglomera tabakalarının, yeraltı suyu içerip içermediği, bu çalışma kapsamında yerdirenci ölçümleriyle kontrol edilmiştir. Bu kontroller sırasında, yeraltı suyu bulunma olasılığı fazla olan lokasyonlarda bulunan kaya kütleleri su içerikleri açısından incelemeye alınmıştır.

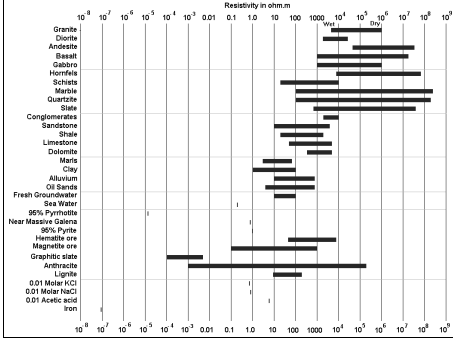
2 YERDİRENCİ ÖLÇÜM YÖNTEMİ

Yerdirenci ölçüm yöntemi konusunda araştırma yapan araştırmacıların özellikle üzerinde durdukları çok elektrotlu yerdirenci ölçüm tekniği, son yıllarda kullanımı yaygınlaşan hasarsız ölçüm sistemlerindendir (Van Overmeeren ve Ritsema, 1988; Griffiths vd., 1990; Barker, 1981; Dahlin, 1996). Bu ölçüm sisteminde ölçülmesi planlanan yere birbirine özel aktarma kablosuyla bağlı elektrotlar çakılır. Bu elektrotların arasındaki uzaklık oluşacak ölçüm hücrelerinin boyutunu belirleyeceği için, ölçüm hassasiyetini de etkileyecektir. Elektrotların zemin veya kayayla temasının sağlanmasından sonra, görünür derinliklerde yerdirencinin elde edilebilmesi için farklı elektrot dizilim uygulamalarına göre bu elektrotlardan bilgi toplanmaya başlanır. Yere çakılan elektrotlara ikişerli çiftler halinde, elektrik verip, diğer elektrotları kullanarak yerden gelen potansiyel enerji seviyesini takip etmeyi düşündüğünüzde, uygulayabileceğiniz birçok seçenek olacaktır. Daha önce denenmiş olan elektrot dizilim uygulamalarından olan Wenner-Alfa, Pole-Pole, Pole-Dipole ve Schlumberger elektrot dizilimleri bu çalışma sırasında kullanılan elektrot dizilimleridir. Bu dizilimler sayesinde Şekil 1 üzerinde A, B, C, D ve E olarak gösterilen lokasyonlarda su rezervi bulmaya yönelik yerdirenci ölçümleri yapılmıştır. Yerdirenci ölçümlerinden elde edilen direnç dağılım grafikleri Çizelge 1 ve 2'de verilen referans yerdirenci değerleri de dikkate alınarak analiz edilmiştir.

İnceleme alanındaki kayaların oluşumu, yapısal jeolojisi ve bölgede bulunan civa cevher zonları konusunda inceleme yapan araştırmacılar, bu bölgede özellikle Karbonifer yaşlı Hahcı formasyonundan, Alt-Trias yaşlı Ardıçlı formasyonundan, Silluriyen-Karbonifer yaşlı Bozdağ formasyonundan ve Devoniyen-Alt Permiyen yaşlı Bağrıkkurt formasyonundan bahsetmişlerdir, (Eren, 1996 ve Akçay, 1998). Bu kayalar formasyonlarını oluşturan bölgedeki önemli kaya kütlesi türü kireçtaşlarıdır. Bölgedeki yapısal oluşum aşamalarına göre özelliklerinde değişimler gözlenen kireçtaşları güncel topografyanın çoğunluğunda etkin olarak gözlenebilmektedir. Bunun yanında bu bölgede görülen bazı kaya kütlelerinin, bu bölgede var olan fakat jeolojik zamanlar içerisinde kapanan deniz tabanı parçalarıyla ilişkilendirildiği gözlenmiştir. Sızma'nın yakın civarında yüzeyde gözlenen kireçtaşları ve aralarda gözlenen konglomeralar bu bilgilerin ışığında anlam kazanmaktadır. İnceleme alanındaki kireçtaşı kütlelerinin sık faylarla

bölünmesi, bölgedeki yapısal oluşumun doğal bir sonucu olarak görülmüştür.

Çizelge 1. Maden sahalarında karşılaşılabilecek kayaçların yerdirenci karşılaştırmaları, (Loke, 1996-2004).



Çizelge 2. Tortul ortamda karşılaşılabilecek toprak ve kayaçların yerdirençleri, (Johnson, 2005).

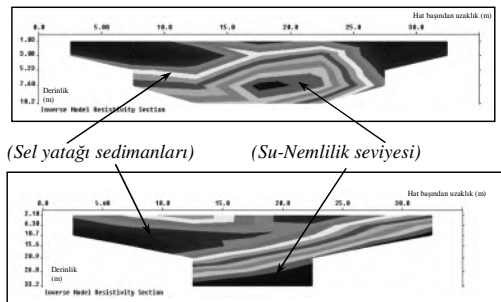
	1 Ω.m	10 Ω.m	100 Ω.m	1000 Ω.m	10000 Ω.m
Kil ve marn	x	x	x	x	x
Humuslu toprak		x	x		
Üst toprak			x	x	
Killi topraklar			x	x	
Kumlu topraklar				x	x
Maden ocak suyu	x	x	x	x	
Tipik yüzey suyu		x	x	x	
Şeyl		x	x	x	
Kireçtaşları			x	x	x
Kumtaşları			x	x	x
Kömür				x	x

Kaya mekaniği açısından incelendiğinde kayaçların kütesel büyüklükleri, onlar içinde veya yakınında hizmete alınması düşünülen mühendislik uygulamalarını (galeri, tünel, yeraltı deposu veya makine dairesi v.b.) etkileyecektir. Maden galerilerinin açılacağı bir kireçtaşı kütesini ele aldığımızda bu kütle içindeki zayıflık zonlarının, varsa yüzeyde mostra veren veya gömülü fayların, kaya kütesinin içinde bulunma ihtimali bulunan su rezerv boyutlarının ve bu kireçtaşı kütle sınırlarının bilinmesi çok önemlidir. Bu bilgiler ilgili mühendislik uygulamasının tasarımını yapacak mühendisler çok yardımcı olacaktır. Bu açıdan bakıldığında üzerinde çalışma yapılan kaya kütleleri içinde veya civarındaki su kütlelerinin lokalize edilmesinin de önemli olduğu ortadadır. Özellikle kuru ve suya doymuş kayaçların dayanımlarındaki davranış farklılığı ve işletmecilik açısından maden galerisi açıldıktan sonra oradan dışarıya edilecek yeraltı su miktarı düşünüldüğünde, mühendislik hizmetinin yerleştirileceği kaya kütesinin içinde bulunan su miktarının önceden tahmin edilmesi önemlidir.

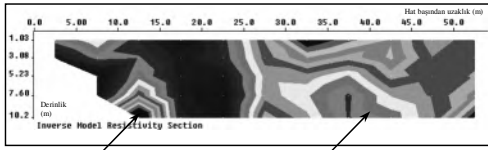
Bu bilgiler ışığında Sızma-yeni yerleşim yeri civarındaki kaya kütleleri, içlerindeki su miktarları için bir araştırmaya tabii tutulmuştur. Bu çalışmada hedeflenen konu yerdirenci ölçümleriyle ilgilenilen kaya kütleleri içinde su bulunup bulunmadığının araştırılmasıdır. Sızma civarında seçilen kireçtaşı ve konglomera kütleleri ülkemizde birçok yerde karşımıza çıkabilecek türden kayaçlardır. Bu nedenle bu uygulamadan elde edilecek tecrübelerin birçok yerde faydalanılabilecek sonuçları olacağı gerçeğinden yola çıkarak, seçilen bölgede yerdirenci ölçümleri yapılmıştır. Bu amaçla öncelikle bölgenin yüzey topografyası incelenmiştir. Son jeolojik zaman içindeki aşınmalar dikkate alınarak, topografyada oluşmuş taşınmalar, vadiler, sel yatakları incelemeye alınmıştır. Yüzey sularını toparlayarak daha düşük seviyelere su ileten bu sel yataklarının tabanındaki sediman kalınlığı, buralarda fay olup olmadığı yerdirenci ölçümleriyle belirlenmiştir.

3 YERDİRENCİ ÖLÇÜM SONUÇLARINA GÖRE SU İÇEREN VE İÇERMİYEN KAYA FORMASYONLARI

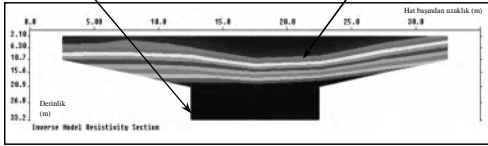
Araştırma yapılan sahada gerçekleştirilen yerdirenci ölçüm çalışmaları Şekil 1'de gösterilmiştir. Selçuk Üniversitesi Kampüs sahasının batı sınırında (Şekil 1, lokasyon: A) bulunan kuru sel yatağının altından kampüse doğru gelebilecek yeraltı suları öncelikli olarak Dursun (2007) tarafından incelenmiştir. Bu kısımda, sel yatağının içindeki sedimanların tabakalaştığı, 10-20 metre derinlikteki sedimanların da su direncine yakın yerdirenci göstermeleri nedeniyle, buralardaki kayaçların içinde su-nemlilik olduğu kanaati vurgulanmıştır (Şekil 2-3). Buradan yola çıkarak, kampüs içine doğru su akıntısının, kuru sel yatağını oluşturan sediman birikimler içinden geçerek gerçekleştiği söylenebilir.



Şekil 2. Selçuk Üniversitesi kampüsü batı sınırında bulunan kuru sel yatağı altında tespit edilen su-nemlilik seviyesi (Dursun, 2007).

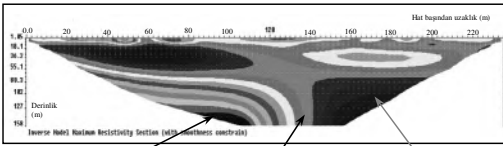


(Su-Nem seviyesi) (Kireçtaşı) (Sel yatağı sedimanları)

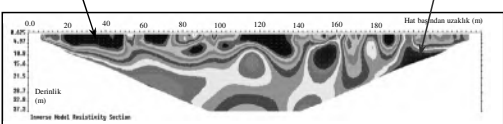


Şekil 3. Selçuk Üniversitesi kampüsü batı sınırında bulunan kuru sel yatağı önünde bulunan binalara yakın lokasyonlarda kireçtaşı kütlelerini ve su-nemlilik durumunu gösteren yerdirenci grafik örneği, (Dursun, 2007).

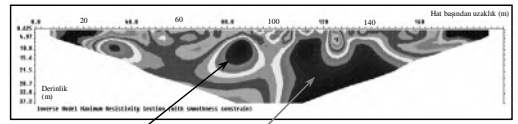
Dursun (2007) burada belirlenen yeraltı suyunun, kuru sel yatağı önüne denk gelen kampüs binalarının altından da geçtiğini vurgulayarak, dikkatli olunması gerektiğini belirtmiştir. Bu grafiklerde gözlenen en önemli olgu, düşük direnç ve yüksek direnç zonlarının belirgin hale gelmesidir. Düşük direnç zonlarının dağılımını inceleyen Dursun (2007), bunların yeraltındaki su-nem içeriğine bağlı olduğu sonucuna varmıştır. Bu bölgede bulunan yüksek dirençli bölgelerin de yüzeyde mostra veren kireçtaşı tabakalarıyla ilgili olduğunu gören Dursun, bu direnç zonlarını, içinde nemlilik olmayan sediman katmanları veya kireçtaşı kütleleriyle ilişkilendirmiştir. Benzer şekilde, Sızma kasabası ile Selçuk Üniversitesi kampüsü arasındaki bölgeden (Şekil 1) elde edilen yerdirenci grafikleri incelendiğinde bunların su içerip içermediği konusunda yorum yapılabilir. İçinde su bulunan kayaların dayanımları dahil, birçok özelliğinin kuru durumlarında elde edilen ilgili değerlerine göre çok farklı olabileceği unutulmaması gereken bir konudur.



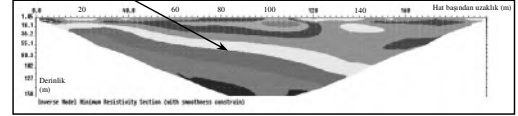
(Su-Nemlilik seviyesi) (Sel yatağı altındaki fay) (kireçtaşı)



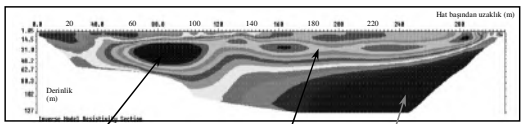
Şekil 4. Sızma yeni yerleşim yerini Kuzeyinden geçen kuru sel yatağının tabanında (Şekil 1, lokasyon: B) su-nemlilik araştırması sonucunda elde edilen yerdirenci değerleri.



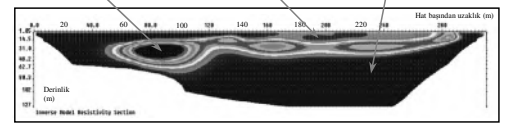
(Yüzey sedimanları ve Kireçtaşı seviyesi)



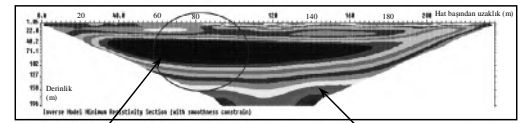
Şekil 5. Sızma yeni yerleşim lokasyonunun Güneybatısında bulunan, (Şekil 1, lokasyon: C) kuru sel yatağında yapılan yerdirenci ölçüm sonuçları.



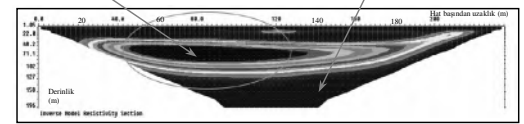
(Su-Nem seviyesi) (Yüzey sedimanları ve Kireçtaşı seviyesi)



Şekil 6. Sızma yeni yerleşim lokasyonunun Güneybatısında bulunan, (Şekil 1, lokasyon: D) tarlalar altındaki kayaların yerdirenci ölçüm sonuçları.



(Su-rezervi) (konglomera ve Kireçtaşı seviyeleri)



Şekil 7. Sızma yeni yerleşim lokasyonunun orta kısımlarında bulunan içme suyu kuyusu (su seviyesi -60 metre) civarında yapılan (Şekil 1, lokasyon: E) yerdirenci ölçüm sonuçları.

Yedirenci ölçümleriyle yeraltındaki kaya yapısının görüntülenmesinin, maden veya daha başka bir mühendislik dalı için hazırlanmakta olan bir projeye katkı sağlayacağı açıkça görülebilmektedir. Yüzeydeki özellikleri bilinen kaya kütlelerinin yeraltına ne kadar devam ettiği Şekil 4 ve 7 arasında verilen grafiklerden anlaşılabilmektedir. Kaya kütlelerinin sınırlarındaki değişimler kolayca

gözlenirken, bu kayalarda bulunan faylar da yeraltındaki izleriyle ortaya çıkmaktadır. Böylece yerüstünde ne kadar bir bölgenin fay hattı üstünde olduğu görülebilmektedir. Arazideki ölçümlerden, yeraltı sularının öbeklendiği lokalizasyonlar değerlendirilerek bunların yüzey suyu mu yoksa derinliklerdeki su kaynaklarına bağlı mı olduğu konusunda yorumlara yardımcı olacak grafikler elde edilmiştir. Şekil 1 üzerinde gösterilen A, B, C, D ve E pozisyonlarından sadece, E pozisyonunda yeraltı su rezerviyle karşılaşılması, yeraltında su istemeyen bir maden işletmesi için olumlu bir sonuç olmakla beraber, üretimleri için suya ihtiyaç duyan işletmeler için olumlu bir sonuç değildir.

Şekil 7 incelendiğinde ölçüm yapılan yerde yerdirenci kesit grafiği üzerinde su rezervi uzunluğunun 150 metre, kalınlığının da 75 metre olduğu belirlenmiştir. Bu bölgede su rezervinin 3. boyutta da 100 metre genişliğe sahip olduğu düşünülürse, su içeren bu kaya kütesinin hacmi olan 1125000 m^3 değerinin ne kadarının suyla dolu olduğunun araştırılması gerekecektir. Şekil 7'de görülen su rezervi derinliğindeki kaya kütesinden sondaj yoluyla alınacak kaya mekaniği test numuneleri, buradaki kayacın porozitesini ve mekanik değerlerini ortaya koyacaktır. Şekil 1'de gösterilen Sızma-yeni yerleşim bölgesinde, yüzeye yakın su lokalizasyonları (küçük çaplı sığ su rezervleri) dışında sadece Şekil 7'de verilen yerdirenci grafiğinin ölçüldüğü yerde su rezervine rastlanılmıştır. Bu belirlemeyle derinlerdeki suya doymuş kayaların lokalizasyonu yapıldığı için, suya doymuş kayaç bazındaki kaya mekaniği testleri sadece bu lokalizasyon için yapılacaktır.

4 SONUÇLAR

Yerdirenci ölçümleri, birçok alanda kullanılan, kayaç sınırlarının belirlenmesinde belirli bir uygulama alanı bulmuş hasarsız bir ölçüm tekniğidir. Yeraltında, aynı kaya kütesinin kuru ve suya doymuş bölümlerinin ölçülen dirençlerindeki farklılıktan dolayı, sadece ölçülen yerdirenci değerlerine göre, yeraltındaki formasyonların gruplandırılarak isimlendirilmesinin sakıncaları da mevcuttur. Bunun yanında yerdirenci ölçümleri, yeraltında susuz ortamlarda kayaçların bozuk zonlarının tanımlanması, tabakalı yapıların, tabaka yönelimlerinin belirlenmesi, faylı zonlarda fayların etki alanının belirlenmesi gibi birçok konuda kaya mekaniği uygulaması yapacak mühendisler bilgi sağlayabilmektedir. Bu araştırma örneğinde olduğu gibi ilgili tasarım mühendisleri, tasarımını yapacakları yeraltı veya yerüstü tesisinin (madenin,

tünelin, yeraltı boşluğunun, açık ocak şevinin v.b.) yer alacağı koordinatlarda, yeraltı su problemiyle karşılaşp karşılaşmayacaklarını da önceden yerdirenci ölçümleriyle anlayarak, bunları boyutlandırabilirler.

KAYNAKLAR

- Akçay, M. (1998) Lâdik-Sızma (Konya) civa yatakları çevresinde element dağılım profilleri ve altın-gümüş ve baz metal potansiyeli: Jeokimyasal ve istatistiksel bir yaklaşım, Türkiye Jeoloji Bülteni V41, N1, ss37-47.
- Barker, R.D. (1981) The offset system of electrical resistivity sounding and its use with a multicore cable. G.P., V29, pp128-143.
- Dahlin, T. (1996) 2D resistivity surveying for environmental and engineering applications. First Break, V14, N7, pp.275-283.
- Dahlin, T. (2001) The development of DC resistivity imaging techniques. Department of Geotechnolog, Lund University, Box 118, S-221 00 Lund, Sweden.
- Dursun A.E. (2007) Selçuk Üniversitesi, Alaeddin Keykubat kampüsü içi su biriktirme havuzu taban tabakalarının elektriksel direnç ölçümleri, Selçuk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Konya.
- Eren, Y. (1996) Ilgın - Sarayönü (Konya) güneyinde Bozdağlar masifinin yapısal özellikleri, Türkiye Jeoloji Bülteni, V39, N2, ss49-63.
- Griffiths, D.H., Turnbull, J., and Olayinka, A.I. (1990) Two-dimensional resistivity mapping with a computer-controlled array. First Break, V8, N4, pp121-129.
- Johnson, W.J. (2005) Applications of the Electrical Resistivity Method for Detection of Underground Mine Workings. Geophysical Technologies for Detecting Underground Coal Mine Voids: An Interactive Forum. United States Department of Transportation, Federal Highway Administration Web page: <http://www.fhwa.dot.gov/engineering/geotech/hazards/mine/workshops/ktwkshp/ky0311.cfm>
- Loke, M.H. (2001) Tutorial: 2-D and 3-D electrical imaging surveys. Penang, Malaysia, University Sains Malaysia, unpublished course notes, p121, web page: https://pangea.stanford.edu/research/groups/.../DCResistivity_Notes.pdf
- Van Overmeeren, R.A., and Ritsema, I.L. (1988) Continuous vertical electrical sounding. First Break, V6, N10, pp313-324.

Güllübağ (Uşak) Göleti eksenini yakınında meydana gelen kama türü kaymanın duraylılığının kaya mekaniği açısından incelenmesi

A rock mechanics investigation of a wedge type of slope failure near the axis of Güllübağ small dam (Uşak)

H. Kumsar

Pamukkale Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Kınıklı Kampüsü, Denizli

Ö. Aydan

Department of Civil Engineering, University of the Ryukyus, Nishihara, Okinawa, Japan

R. Wiczowski

Adam Mickiewicz University, Department of Geology, Poznan, Poland

E. Grabowska

Adam Mickiewicz University, Department of Geology, Poznan, Poland

ÖZET: Güllübağ göleti alanında Paleozoyik yaşlı Eşme Formasyonu ve Kuvaterner yaşlı alüvyon birimi yayılım göstermektedir. Önceki çalışmalarda Eşme Formasyonu'nun genellikle gözlü gnays, mikaşist, amfibolit şist, klorit şistlerden oluştuğu belirtilmektedir. Çalışma alanında ise migmatik gnays, kuvars biyotit şist, kuvars klorit şist, muskovit kuvars şistlerden oluşmaktadır. Alüvyon birimi kış ve yaz aylarında akışlı olan Kocadere'nin taşıdığı ve biriktirdiği metamorfik birimlerin blok, çakıl, kum, silt ve kil tortullarından oluşur. Uşak ili Eşme İlçesi sınırları içinde yer alan Güllübağ gölet inşaatı sağ sahil yamacında gölet eksenini yanında yapılan kazı sırasında Eşme Formasyonu'na ait şist birimi içinde kama türü kayma meydana gelmiştir. Bu çalışma kapsamında, kama kütlelerinin duraylılığı kinematik analiz ve limit denge yöntemleri kullanılarak incelenmiştir. Ayrıca farklı süreksizlik yüzeyleri içeren kaya şevlerde yapılacak kaya mekaniği çalışmalarının mühendislik projeleri üzerindeki etkileri tartışılmıştır. Metamorfik birim içinde gelişmiş süreksizlik yüzeylerinin doğrultu ve eğimleri genelde K30D/67GD ve K70D/75KB olup, bu yüzeyler yamaç içinde kesişerek arakesit oluşturmaktadırlar. Yapılan kinematik analizlerde arakesit doğrusunun dalım açısı 44.6° olup, dalım yönü yamaç eğimi ile aynı yöne olup KD'yadır. Yamaç topuğunda yapılan cebri boru beton kaplamalı aktarma tüneli (kondüvi) inşaatı kazısı sonucu kama kütlelerinin arakesit doğrusu kazı şevini kesmiş ve çatlaklı olan şist birimi arakesit doğrusu boyunca hareket etmiştir. Şist birimlerinden alınan örnekler üzerinde arazide ve laboratuvarında yapılan eğimlendirme deneylerinde süreksizlik yüzeyleri arasındaki sürtünme açısı 25° olarak belirlenmiştir. Kama bloğunun kuru ve statik koşullardaki güvenlik katsayısı (F) 1.03 olarak elde edilmiştir. Bu da kayma anı olan F=1 denge konumuna çok yakındır. Kama bloğunun arakesit doğrusunun şev yüzeyi ile kesiştiği yamaç topuğunun kazılması kama kütlelerinin kaymasına neden olan ana etkidir.

ABSTRACT: A wedge type slope failure occurred in schist unit of Eşme Formation next to the axis of Güllübağ small dam, in Eşme district in Uşak city, during the excavation of the slope at right abutment of the dam. In this study, stability assessment of the wedge block was carried out by using kinematical and limiting equilibrium methods. Moreover, influence of rock mechanic studies on rock slopes having discontinuities was discussed. The strike and dip of the discontinuities exist within the metamorphic rocks are N30E/67SE and N70E/75NW. These discontinuities cross each other along a line of intersection, whose dip angle is 44.6° and dip direction is NE, parallel to dip direction of the cut slope. The intersection angle of the wedge was daylighted on the slope surface as a result of the excavation at the toe of the slope and then the wedge failure took place. Friction angle of the discontinuities forming the failure surface within schist was determined as 25° from both field and laboratory tilting tests. The factor of safety (F) of the wedge block was calculated as 1.03. This result means that the wedge block on the slope very close to the state of failure (F=1). The excavation at the toe of the slope where the intersection line of the wedge was daylighted in the main reason of the wedge failure.

1 GİRİŞ

Uşak ili Eşme ilçesine bağlı Güllübağ köyü arazilerinin sulanması amacıyla yapılan Güllübağ göleti yeri, Güllübağ köyünün yaklaşık 3 km kuzeydoğusunda yer alır ve ulaşım Uşak-Eşme karayolundan sonra Güllübağ köy yolu ile sağlanmaktadır.

Güllübağ göleti sulama amaçlı kil çekirdekli kaya dolgu baraj olarak inşa edilmektedir. Gölet inşaatının sıyırma kazıları yapıldıktan sonra sağ sahilde dere suyunu mansap kısmına aktarmak için planlama projesinde belirtildiği gibi inşaatına başlanan kondüvi kazısı sonucunda yamaçtaki şist birimleri içerisindeki eğimleri birbirine doğru olan ve iki çatlak yüzeyinin arakesit doğrusunun topuk kesimi kazı yüzeyinde yüzlek vermiş gölet eksenine yakın kesimde geniş bir kama türü kayma meydana gelmiştir.

Bu çalışma kapsamında, farklı süreksizlik yüzeyleri içeren mika şist biriminden oluşan yamaçta yapılan kazısı sonucu meydana gelen kama türü şev duraysızlığının kinematik ve limit denge analizleri yapılmıştır. Mühendislik projelerinde yapılacak şev kazılarında kaya ortamındaki süreksizlik yüzeylerinin etkisi kaya mekaniği açısından incelenmiştir.

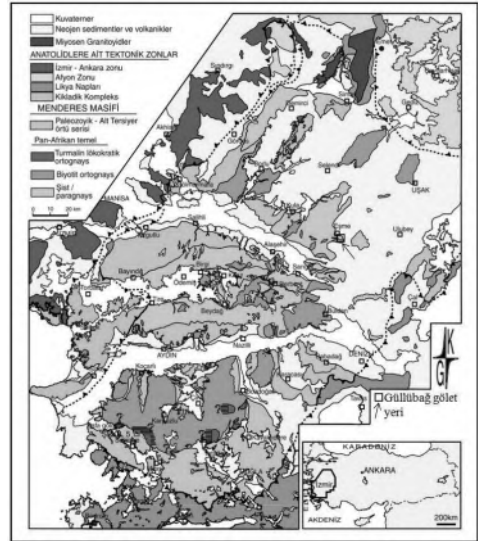
2 JEOLJİ VE TEKTONİK

Türkiye'nin batısında geniş bir alanda yayılım gösteren Menderes kütlesi (Masifi) (MM) Alp Dağları oluşum kuşağı içerisinde yüzeyleyen bir başkalaşım karmaşığıdır ve esas olarak, Prekambriyen yaşlı bir temel ve onu üzerleyen Paleozoyik-Erken Tersiyer yaşlı örtü serilerinden oluşur (Şekil 1). Temel, kısmi migmatitleşme sunan paragnays ve yüksek dereceli mika şistlerden oluşan Geç Proterozoyik yaşlı metaklastikler, bunlar içine sokulum yapmış sin-/post-tektonik Pan Afrikan ortognayslar ve kısmen eklojitleşmiş metagabrolardan oluşmaktadır (Koralay vd, 2011).

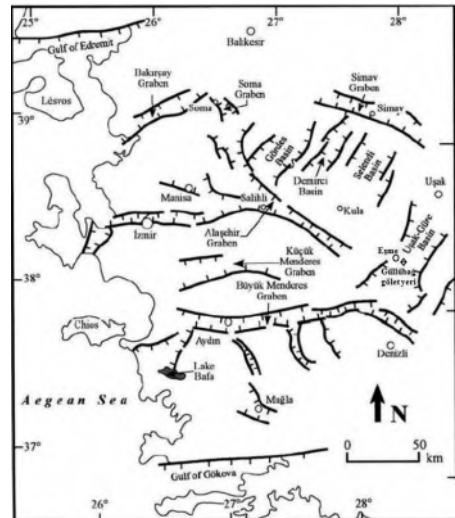
Batı Anadolu neotektonizması açılmalı tektonik rejimle temsil edilir. Bu açılma sonucunda D-B, KB-GD ve KD-GB doğrultulu çöküntü ve yükselti alanları oluşmuştur. Uşak ve yakın çevresindeki çöküntü alanları KD-GB doğrultulu aktif faylarla sınırlanmıştır (Şekil 2).

Güllübağ göleti alanında Paleozoyik yaşlı şist birimi ve alüvyon birimi yayılım göstermektedir. Suyapı (2010) tarafından yapılan mühendislik jeolojisi çalışmasında şist biriminin Eşme formasyonu olarak adlandırıldığı ve genellikle gözlü gnays, mikaşist, amfibolit şist ve klorit

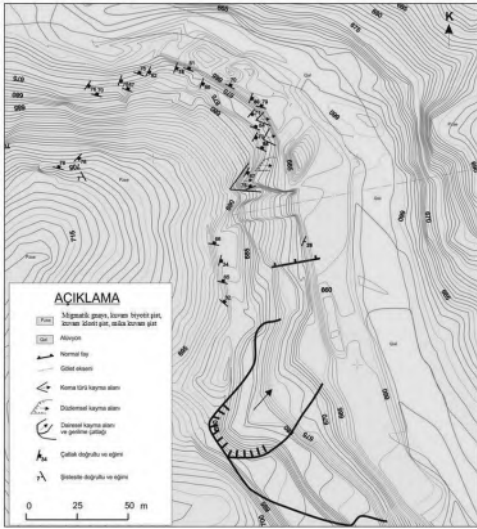
şistlerden oluştuğu belirtilmektedir. Çalışma sahasından alınan örnekler üzerinde migmatik gnays, kuvars biyotit şist, kuvars klorit şist, mika kuvars şist türü metamorfik kayalar mevcuttur (Şekil 3). Bu kayalardan alınan ince kesit örnekleri Şekil 4'de görülmektedir. Metamorfik birimlerde topoğrafya yüzeyinden farklı derinliklerde bozunma mevcuttur.



Şekil 1. Menderes Masifi metamorfik karmaşığının genel dağılımı (Koralay vd. 2011).

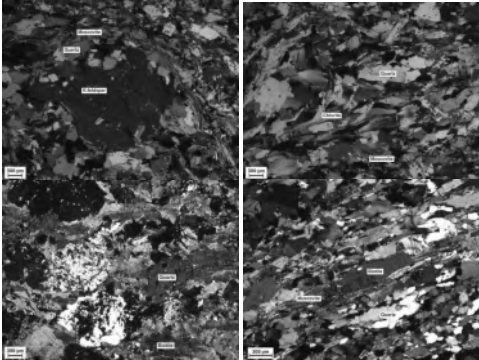


Şekil 2. Batı Anadolu grabenlerinin basitleştirilmiş haritası (Bozkurt, 2001).



Şekil 3. Güllübağ gölet sahası ve yakın çevresinin mühendislik jeolojisi haritası.

Alüvyon birimi kış ve yaz aylarında akışlı olan Kocadere'nin taşıdığı ve biriktirdiği metamorfik birimlerin blok, çakıl, kum, silt ve kil tortullarından oluşur (Şekil 3).



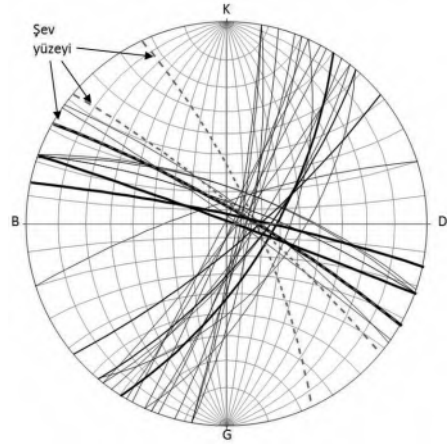
Şekil 4. Çalışma alanında Uşak Formasyonu'na ait metamorfik birimlerin ince kesit görüntüleri.

3 KAYA ŞEVLERİN DURAYLILIĞI

Güllübağ gölet alanında tabanda göletin dere seviyesinde siyah mika şistler yer almakta ve 0.5-2 cm arasında değişen kalınlıklarda yapraklanma göstermekte olup, dere suyunun da etkisiyle bozunmaya uğramış ve zayıf dayanım göstermektedir. Bu seviyenin üstünde yer alan migmatik gnays seviyesi yer almakta ve şistosite kalınlığı 50 cm ile 70 cm arasında değişmektedir.

Gölet gövdesi inşaatı sırasında Kocadere'nin suyunun mansap kesimine aktarılması için yapılmakta olan aktarma tüneli yapısının temel kazısı gölet taban seviyesi olan 650 m kotunda ve sağ sahil yamacı boyunca yapılması gerektiğinden sağ sahilde yapılan yamaç topuğu kazısı sonucu farklı boyutlarda kama türü kaymalar meydana gelmiştir.

Aktarma tüneli kazısı sonucu yamaç tabanında yer alan mikalı kuvars şistlerde iki süreksizlik takımı yer almaktadır. Bunlar KB-GD doğrultulu (A1) ve KD-GB doğrultulu (A2) çatlak takımlarıdır (Şekil 5).



Şekil 5. Gölet sahası sağ sahil yamacındaki çatlak yüzeylerinin ekvatorial eş-alan stereoneti üzerinde gösterimi.



Şekil 6. Gölet alanı sağ sahil yamacındaki A1 ve A2 çatlak takımlarının oluşturduğu kama bloklarının görünümü.

20 m'lik uzunluk boyunca KB-GD doğrultulu A1 çatlak takımının ortalama çatlak aralığı 101 cm, çatlak açıklığı 2 cm'den küçük olup, çatlaklar genellikle dolgusuz ve bazı çatlaklarda dolguludur. KD-GB doğrultulu A2 çatlak takımında ise ortalama çatlak aralığı 53 cm, çatlak açıklığı 3.5 cm'den küçük ve genellikle dolgusuz olup bazı çatlaklarda dolguya rastlanmıştır. Bu çatlak takımlarının birbirleriyle kesişmesi sonucu yüzeyleri arasında kama kütleleri oluşmaktadır. Genellikle arakesit doğrusu eğim açıları 50°'den yüksek olduğu için doğal yamaç yüzeyini iki noktada kesmemektedir.



Şekil 7. Yüksek açılı şev kazısı sonucu duraysızlaşan kama kütlesi kayma yüzeylerinin görünümü.

Ancak aktarma tüneli inşaatı sırasında topukta yapılan kazı sonucu arakesit doğrusu şev yüzeyini kestiğinde kama kütleleri duraysızlaşmıştır. Fakat bu kama kütleleri büyük boyutta olmadığı için projenin uygulanmasında önemli aksamaya neden olmamışlardır (Şekil 6 ve 7). Memba kesiminde gölet eksenini yakınında yeralan doğrultu ve eğimleri K30D/67GD (J1) ve K70D/75KB (J2) olan süreksizlik yüzeylerinin oluşturduğu arakesit doğrusunun şev kazısı sonucu şev topuğundaki mika şist biriminin duraysızlaşması ve bunun sonucunda kama yüzeyi arakesit doğrusunun şev yüzeyinde belirmesi sonucu kama türü kayma meydana gelmiş ve baraj inşaatı çalışmalarını olumsuz etkilemiştir (Şekil 8 ve 9).

Kayma yüzeyindeki duraysız kama kütlelerinin kazılarak temizlenmesi sırasında da J1 süreksizlik yüzeyinin topuk kesimindeki şist biriminin kazılması sonucu düzlemsel kaymalar meydana gelmiştir (Şekil 10).



Şekil 8. Güllübağ göleti sağ sahilinde aktarma tüneli temel kazısı sırasında meydana gelen kama türü kaymanın başlangıç aşaması.



Şekil 9. Kama türü kayma yüzeyinin duraysız kütle temizlendikten sonrası görünümü.



Şekil 10. Kama türü kayma yüzeyinde meydana gelen düzlemsel kaymanın görünümü

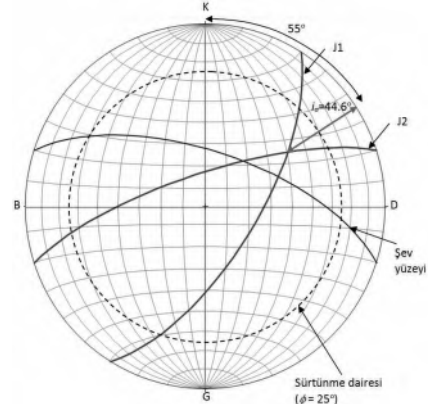
Kama türü kayma yüzeyini oluşturan süreksizlik yüzeylerinden alınan şist örneklerinin sürtünme açısı deneyleri arazi ve laboratuvar ortamında yapılmıştır. Arazide yapılan deneylerle laboratuvarda yapılan sürtünme açısı deney sonuçları aynı olup, ortalama değer olarak sürtünme açısı (ϕ) 25° elde edilmiştir (Şekil 11). Aynı numuneler suda bekletilmiş ve yüzeyleri ıslak tutulmuştur. Şist bloklarının ıslak yüzeyleri arasındaki sürtünme açısı ($\phi_{\text{ıslak}}$) 22° elde edilmiştir. Şistler içindeki mika içeriği arttıkça sürtünme açısı azalmaktadır.



Şekil 11. Arazide ve laboratuvar ortamında yapılan sürtünme açısı belirleme deneyleri.

Yapılan kinematik analizde kama türü kayma yüzeyinin arakesit doğrusu dalm yönü açısı $K55D$ ve dalm açısı da 44.6° olarak elde edilmiştir (Şekil 12). Sürtünme açısı 25° alındığında ekvatorial eş- alan stereonetleri üzerinde iki süreksizlik yüzeylerinin kesişme noktası sürtünme daresi ile yapılan şev kazı yüzeyi arasında kalmakta, kama kütlesi duraysızlaşmakta ve kayma gerçekleşmektedir.

Kama türü kayma kütlelerinin duraylılık analizlerinin limit denge analiz ile incelenmesi için statik ve kuru koşullarda Kovari ve Fritz (1975), Hoek ve Bray (1981) tarafından analiz yöntemleri geliştirilmiştir. Dinamik yükler altında kama türü kayma kütlelerinin duraylılığı Kumsar vd (1997a ve 1997b), Aydan ve Kumsar (2002) tarafından arazi ve laboratuvar ortamında incelenmiş, Kumsar vd (2000) ve Aydan ve Kumsar (2002) tarafından yapılan çalışmada fiziksel deneyler yapılmış, önerilen matematiksel model kullanılarak fiziksel modellerin duraylılıkları hesaplanmıştır. Elde edilen deney sonuçları ile matematiksel model sonuçları arasında önemli bir uyum olduğu görülmüştür. Bu yöntem, Aydan vd (2006) ve Aydan ve Kumsar (2010) tarafından bloğun yer değiştirme miktarını da kapsıyacak şekilde statik ve dinamik koşullar için geliştirilmiştir.



Şekil 12. Gölet eksenli yanındaki kama türü kaymanın kinematik analizi

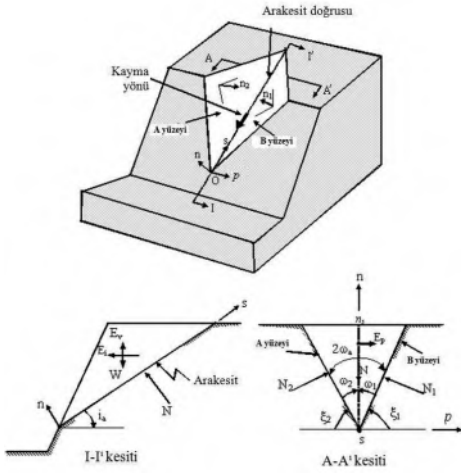
Kama kütlelerinin duraylılık analizi statik ve kuru durum için Kovari ve Fritz (1975) geliştirilen, Kumsar vd (2000) ve Aydan ve Kumsar (2010) tarafından genişletilen limit denge analiz yöntemi kullanılarak yapılmıştır. Geliştirilen limit denge analiz yönteminde Şekil 13'te verilen mekanik modelde tanımlanan süreksizlik yüzeylerinin kohezyonu (c) sıfır olması durumunda güvenlik katsayısının (SF) eşitlik 1'deki gibi hesaplanması önerilmiştir;

$$SF = \lambda \frac{\cos i_a + \tan \phi}{\sin i_a} \quad 1$$

Burada λ kamalanma faktörü olup aşağıdaki gibi tanımlanmıştır:

$$\lambda = \frac{\cos \omega_1 + \cos \omega_2}{\sin(\omega_1 + \omega_2)} \quad 2$$

Yapılan hesaplamada kamalanma faktörü $\lambda = 2.17$ ve güvenlik katsayısı $SF = 1.03$ olarak elde edilmiştir. Bu da göstermektedir ki kama kütlesi limit denge durumundadır ve şevde yapılacak kazılar sonucunda kama türü kayma yüzeyinin arakesit doğrusu şev yüzeyini kesmesi durumunda kama kütlesi duraysızlaşacaktır. Meydana gelen kama türü duraysızlık da aktarma tüneli kazısı sonucu arakesit doğrusunun topuğunun açılması sonucu meydana gelmiştir.



Şekil 13. Dinamik kuvvetlere maruz kalan bir kama bloğunun mekanik modeli (Kovari ve Fritz 1975; Kumsar vd. 2000; Aydan ve Kumsar, 2010).

4 SONUÇLAR

Uşak Eşme Güllübağ göleti Eşme Formasyonu olarak tanımlanan metamorfik birimler üzerine yapılacaktır. Bu formasyonun içerisinde KB-GD ve KD-GB doğrultulu süresizlik yüzeylerinin birbirleri ile kesişmesi sonucu arakesit doğrusunun eğim açısı oluşan kama kütleleri oluşmaktadır. Bu kama kütlelerinin arakesit doğrularının eğimi 50°'den yüksek olduğu için doğal yamaç içinde kalmaktadır ve duraylı konumdadır. Aktarma tüneli inşaatı için planlama projesine uygun yapılan kazılarda yamaç topuğunda dik şevler olduğundan dolayı arakesit doğrusunun şev yüzeyinde belirmesi ile kama blokları duraysızlaşmıştır.

Baraj eksenini yanında yer alan büyük kama bloğunun yapılan topuk kazısı sonucu duraysızlaştığı ve kama türü kayma yüzeyi üzerinde düzlemsel kaymanın da meydana geldiği gözlenmiştir.

Süresizliklerin çok olduğu metamorfik birimlerde yapılan şev kazılarında ayrıntılı kaya mekaniği çalışmalarının yapılması, süresizliklerin doğrultu ve eğimleri, aralıkları, açıklığı, dolgu türü, fiziksel ve mekanik özelliklerinin ayrıntılı belirlenmesi gereklidir.

Yapılan planlama projelerinde şev kazılarının kaya kütlesi içindeki süresizliklerin özellikleri dikkate alınarak planlanması gereklidir.

KATKI BELİRTME

Bu çalışmaya desteklerinden dolayı Devlet Su İşleri İzmir Bölge Müdürlüğü'ne, Doğan İnşaat Kuruluşuna, ince kesit analizlerinin değerlendirilmesinde yaptığı katkılardan dolayı Doç. Dr. Tamer KORALAY'a yazarlar teşekkür ederler.

KAYNAKLAR

- Aydan, Ö. ve Kumsar, H., 2010, An Experimental and Theoretical Approach on the Modeling of Sliding Response of Rock Wedges under Dynamic Loading, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Vol. 43, No 2, Special Issue: 821-830.
- Aydan, Ö. ve Kumsar, H. 2002. An experimental and theoretical approach on the modelling of mechanical response of rock wedges under dynamic loading. 6th Rock Mechanics Symposium of Turkey, Konya, 235-242.
- Aydan, Ö., Sakoda, S. and Kumsar, H. 2006. Stability of slopes under dynamic loading and its modelling. Symposium on Recent Applications in Engineering Geology, Denizli, 101-109.
- Bozkurt, E., 2001, Neotectonics of Turkey-a synthesis. *Geodinamica Acta*, 14, 3-30.
- Suyapı, 2010. Uşak İlçe Ovaları Sulama Projesi Güllübağ Göleti Mühendislik Jeolojisi Planlama Raporu, Yayınlanmamış, Su Yapı Mühendislik ve Müşavirlik A.Ş. 42 s.
- Hoek, E. and Bray, J. W. 1981. *Rock slope engineering*. Inst. Min. and Metall., 3rd edn., London 358 p.
- Koralay O. E., Candan O, Akal, C., Dora O. Ö., Chen F., Satır, M. ve Oberanslı, R. 2011. Menders Masifindeki Pan-Afrikan ve Triyas yaşlı metagranodiyoritlerin jeolojisi ve jeokronolojisi, Batı Anadolu, Türkiye, *MTA Dergisi*, 142, s 69-121.
- Kovari, K. and Fritz, P. 1975. Stability analysis of rock slopes for plane and wedge failure with the aid of a programmable pocket calculator. 16th US Rock Mech. Symp., Minneapolis, USA, 25-33.
- Kumsar, H., Beyaz, T. and Aydan, Ö. 1997a. A study on wedge failures occurred during Dinar Earthquake of Oct. 1, 1995. The 4th National earthquake Engineering Conference, 112-122
- Kumsar, H., Aydan, Ö. and Sakoda, S. 1997b. Model wedges tests and re-assessment of limiting equilibrium methods for wedge sliding. *Rock mechanics and Environmental Geotechnology - RMEG*, 261-266.
- Kumsar, H., Aydan, Ö. and Ulusay, R. 2000. Dynamic and static stability of rock slopes against wedge failures. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Vol.33, No.1, 31-51.

TKİ BLİ Orhaneli işletmesi Çivili ve Sağırlar sahalarında uygulanan çok kanallı sismik yansıma çalışması

Multichannel seismic reflection study in TKİ BLİ Çivili and Sağırlar Sites

G.G.U. Aldaş & B. Kaypak

Ankara Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Jeofizik Mühendisliği

B. Ecevitoglu

Anadolu Üniversitesi Yer ve Uzay Bilimleri Enstitüsü, Doğal Afetler ve Yer Bilimleri Araştırma Birimi

ÖZET: Bu çalışma, Türkiye Kömür İşletmeleri (TKİ) BLİ Orhaneli İşletmesinin Çivili ve Sağırlar sahalarında planlanan yer altı üretimi öncesinde tektonik yapıyı tanımlayabilmek için, bu sahalardaki ana ve tali kırık hatlarının, 1000 metrelik hedef derinliğe kadar Çok-Kanallı Sismik Yansıma Yöntemiyle ortaya çıkartılması ile ilgilidir. Çalışmada Çok-Kanallı-Sismik-Yansıma yönteminin kullanılma sebebi, 1000m ye kadar derinlikten bilgi getirebilmesi, çok güçlü yanallı ayrılmışlığa sahip olmasıdır. Bu amaçla ilgili sahalarda, daha önce yapılan jeolojik gözlem ve sondaj çalışmaları da dikkate alınarak yaklaşık 1000'er metre uzunluğunda iki profil hattı planlanmış ve çalışmalar tamamlanmıştır. Çalışma neticesinde her iki sahada kömürlü seviyeler ve kömürlü seviyeleri kesen faylar belirlenmiştir. Ayrıca, sismik yansıma verileri içerisinde P-dalgası kırılma sinyalleri de değerlendirilerek, her iki sahada alınan ölçü profilleri boyunca tomografik hız kesitleri hazırlanmıştır.

ABSTRACT: This study is related to the determination of the primary and secondary fracture lines, to a depth of 1000 meters by using multichannel seismic reflection method in TKİ BLİ Orhaneli Coal Mine Site in order to define the tectonic structures prior to underground production planned in those sites. The reason of using this method is that one can get information from a depth of up to 1000m. Method has very powerful lateral resolution. For this purpose, in the relevant fields, two profile lines, approximately 1000 meters in length had been planned and completed. As a result of the study, coal levels and coal rank levels crosscutting the faults have been identified in both sites. In addition, the P-wave refraction signals are also evaluated in the seismic reflection data and tomographic velocity profiles were prepared for the profiles in the both fields.

1 GİRİŞ

Bu çalışmada, “TKİ-GLİ Müessesesine Bağlı Bursa Linyitleri İşletme Müdürlüğüne Ait Gümüşpınar, Sağırlar ve Çivili Sektörlerindeki Kömür Sahalarının Optimum Değerlendirilme Koşullarının Belirlenmesi ve Üretim Faaliyetleri Halen Devam Eden Gümüşpınar Sektöründeki Şev Stabilitesi Problemlerinin Çözümüne Yönelik Avan Projelerin Hazırlanması” (Özçelik vd. 2013) kapsamında, Çivili ve Sağırlar sahalarındaki ana ve tali kırık hatlarının, 1000 metrelik hedef derinliğe kadar Çok-Kanallı Sismik Yansıma Yöntemiyle ortaya çıkartılması gerçekleştirilmiştir (Aldaş ve Kaypak, 2013). Çivili ve Sağırlar sahalarında, yer altı üretimi için planlamaların yapılabilmesi için

gerekli olan sahanın tektonik yapı bilgisinin elde edilmesi amaçlanmıştır. Jeolojik gözlem ve yerel bilgi veren sondajların yanında, çok güçlü bir yöntem olan Çok-Kanallı-Sismik-Yansıma çalışmasının uygulanması ile, güçlü bir kaynak olan P-Gun kullanarak 1000 metreye kadar derinlikten bilgi alınabilmektedir. Böylece, yer altı üretimini planlayabilmek için çok önemli olan yer altı yapısı ve tektonizma hakkında önemli bilgiler elde edilebilecektir. Bu amaçla ilgili sahalarda, daha önce yapılan jeolojik gözlem ve sondaj çalışmalarına dayanarak yaklaşık 1000'er metre uzunluğunda iki profil hattı planlanmış ve çalışmalar yapılmıştır. Bu bildiride, yöntem hakkında kısa bilgi, veri toplama aşamaları, verileri değerlendirme ve analiz kısımları ile her iki saha

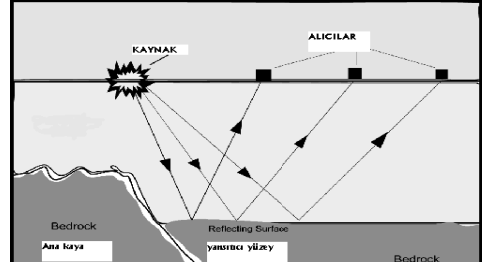
için çok kanallı sismik yansıma metodu ile belirlenen jeofizik sonuçlar yer almaktadır.

1.1 Çalışma sahası

Çalışma, TKİ GLİ Müessesesi BLİ Müdürlüğüne ait Sağrılar ve Çivili sahalarında gerçekleştirilmiştir. Şekil 1, her iki sahayı ve profil hatlarını gösteren google haritasıdır.

1.2 Çok kanallı sismik yansıma metodu

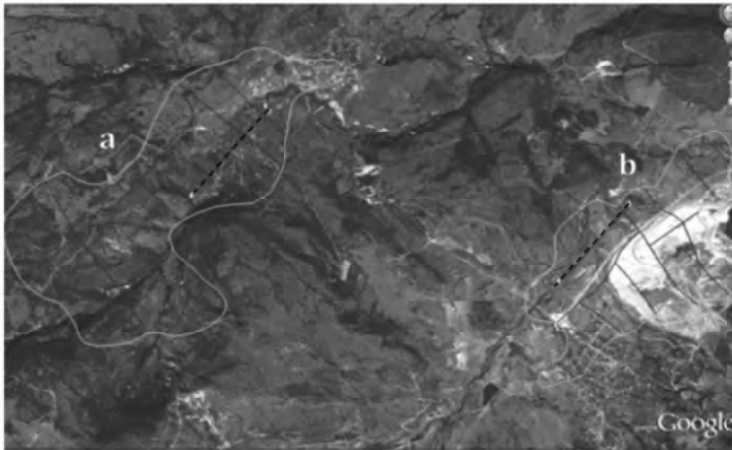
Çok kanallı Sismik Yansıma yöntemi yeraltının iki veya üç boyutlu, ayrıntılı yapısal ve stratigrafik kesitinin elde edilmesinde kullanılır. Ekonomik olarak daha çok petrol ve doğal gaz araştırmalarında kullanılmakla birlikte geniş bir şekilde sığ jeolojik araştırmalarda, kömür yatağı araştırmalarında, mühendislik amaçlı olarak kıyı tesislerinin denizaltı zemin ve çökel istif şartlarının belirlenmesinde, liman, karayolu, baraj ve büyük yapıların inşası ile ilgili temel kaya problemlerinin çözümünde, kültürel olarak arkeojeolojik çalışmalarda, bilimsel amaçlı olarak kara ve denizde yerkabuğu araştırmalarında da kullanılmaktadır. Sismik yansımada temel amaç yer altını görüntüleyebilmektir. Bunun için sismik kaynak ve alıcılar kullanılır. Hedef yerin bozucu yüzeylerine varıp yansıyıp geri dönen sismik dalgaları kaydetmektir (Şekil 2).



Şekil 2. Sismik yansıma metodunun temel prensibi (Seismic reflection image, 2013)

Sismik yansıma yöntemi aşağıdaki yer mühendislik bilgilerini sağlar:

- Yer altı yapısı:
 - Temel kaya derinliği ve temel kaya yüzey topografyası
 - Yeryüzü ile temel kaya arasındaki diğer katmanların üç boyutlu konumları
 - Yer altı suyuna kaynak olan jeolojik birimlerin geometrisi
 - Tabakalara ait sismik P-dalgası hızları.
- Tektonizma:
 - Aktif/pasif fayların belirlenmesi ve birbirleriyle ilişkilendirilmesi
 - Çatlak sistemlerinin belirlenmesi
 - Varsa yer altı boşluklarının, dolguların, zayıf zeminlerin (sıvılaşıma) tespiti
 - Heyelan yüzeylerinin ve eğimlerinin belirlenmesi
- Zemin Hakim Periyodu:



Şekil 1. Çivili (a) ve Sağrılar (b) sahalarını gösteren kömür sınırları çevrelenmiştir. Çevrelenmiş bölge içindeki kesikli çizgiler sırasıyla a) Çivili sahasındaki sismik yansıma hattı, b) Sağrılar sahasındaki sismik yansıma hattını göstermekte iken, diğer çizgiler de eski sondajlarla belirlenmiş muhtemel fay hatlarını gösterir.

Sismik kırılma yöntemiyle ulaşılabilen nüfuz derinliği, yansıma göre daha sığ olmaktadır. Dolayısıyla, sismik kırılma yöntemiyle belirlenen zemin hakim periyodları asıl olmaları gereken değerden daha küçük kalabilirler ve yanıltıcı olabilirler.

Yeterince güçlü bir sismik kaynak kullanılarak, sismik yansıma yöntemiyle, depremsellik anlamında temel kaya belirlenebilir. Sismik yığma kesitlerden elde edilen yer altı yapısı geometrisi ve atış-düzeni sismik verilerden elde edilen yüzey dalgaları (özellikle Rayleigh dalgaları) hızlarından yararlanılarak, yeryüzünden temel kayaya (temel kaya yüzlerce metre derinde olabilir) kadar olan yer altı yapısının zemin hakim periyodu haritaları hazırlanabilir. Yöntemden en iyi verim, 48 ve daha çok kanallı sistemler kullanıldığı zaman alınmaktadır.

Sismik dalgalar farklı kaynak türleriyle üretilirler. Bunlar;

- 1- Ağırlık düşürmeli kaynaklar (örneğin çelik plaka üzerine çekiçe vurarak)
- 2- Titreşimli ağırlık düşürme
- 3- Titreşimli kaynaklar (vibroiseis)
- 4- Patlayıcılar

Bu çalışmada, diğer kaynaklara göre kullanım kolaylığı ve derinlerden bilgi getirebilmesi özelliği nedeniyle Buffalo-Gun (Canyaran ve Ecevitoglu, 2002) adı verilen aşağı atışlı bir tabanca, sismik kaynak olarak kullanılmıştır. Dinamitin bulundurulması, korunması, taşınması, kullanılması ve imhası önemli bir tehlike arz ettiğinden, sıkı bir emniyet ve denetleme düzenini de beraberinde getirmektedir. Dinamitin bulundurulması ve taşınması resmi mercilerin iznine tabi olup, patlatılmaları ise resmi lisans gerektirmektedir.

Buffalo-Gun'da av fişegi kullanıldığından satın alınması, bulundurulması, korunması, taşınması ve kullanılmasında herhangi bir yasal sakınca bulunmamaktadır. Dinamitin kullanımındaki gibi enerjinin bir kısmının hava şoku olarak harcanması olmamakta, enerjinin tümü yeraltına gönderilmektedir. Ayrıca yüzey dalgalarının üremesinde kayda değer bir azalma görülmektedir. Bu anlamda dinamite göre üstünlükleri vardır. Titreşimli kaynaklar ise pahalı, her türlü arazi şartlarına uymayan aletlerdir. Ağırlık düşürme ile ise istenen derinliklerden bilgi alma konusunda sıkıntılar olabilmektedir.

2 ÇALIŞMA PROGRAMI

21.11.2012 tarihinde Çivili ve Sağırlar sahasına gidilerek, profil hatları yerinde belirlenmiştir. Sonraki gün, belirlenen hatların koordinatları alınarak, profil boyunca yapılacak atışlar için 60 cm derinliğinde çukurlar açılmıştır. Program kapsamında, arazide çok kanallı sismik yansıma yöntemi ile veri toplama, sismik veri işlem ve yorumlama aşamaları tamamlanarak çalışma bitirilmiştir.

2.1 Veri toplama

Çivili ve Sağırlar sahalarında, fay yapılarının bölgesel anlamda belirlenmesi için, her biri 1000 metre uzunluğunda, iki adet sismik yansıma hattı atılmıştır (Şekil 1). Arazinin engebeleri, ulaşımın zor olması ve 600 metre nüfuz derinliğine inebilmek için, P-Gun tipi sismik enerji kaynağı kullanılmıştır. Bu sismik enerji kaynağı 36 namludan oluşmuş olup (Buffalo Gun olarak bilinen) magnum türü av fişegi kullanılmaktadır. Sismik enerji kaynağından maksimum verim alabilmek ve güvenlik amacıyla P-Gun yaklaşık 60 cm derinliğindeki çukurda, üstü sert bir malzemeden yapılmış battaniye ile örtülerek ateşlenmektedir.

Her iki sahadaki profiller boyunca Çok Kanallı Sismik Yansıma Yöntemi 96 adet P-jeofonu kullanılarak, Walk-Away Atış tekniğiyle (kaynağın profil boyunca kaydırıldığı teknik) gerçekleştirilmiştir (Evans, 1997). 96 kanallı Sismik Yansıma Yönteminin kullanılmasının amacı yeraltını görüntüleyen her yansıma noktasının 48 kez teyit edilmesi ve görüntünün netleştirilmesidir. Veri toplama aşama ve parametreleri Çizelge 1'de özetlenmiştir.

Çizelge 1. Çok kanallı sismik yansıma yöntemi için uygulanan veri toplama parametreleri.

Veri toplama parametreleri	
Sismik Ekipman	4 Geode'li (96 kanal) Geometrics Sistem. 14 Hz Düşey Jeofonlar
Sismik Kaynak	36 Fişekli P-Gun
Atış-Alıcı Düzeni	Kablo-Boyunca-Yürüme (Walk-Away) Tekniği.
Atış Sayısı	Çivili Hattı: 20 Atış, Sağırılar Hattı: 19 Atış.
Alıcı Sayısı	96 Jeofon
Atış Aralığı	Çivili Hattı: 50 metre, Sağırılar Hattı: 40 metre.
Alıcı Aralığı	10 metre
Örnekleme Aralığı	1 milisaniye
Kayıt Süresi	4 saniye

2.2 Veri işlem

Bu bölümde, 21-25 Kasım 2012 tarihleri arasında Çivili ve Sağırılar Sahalarında Çok Kanallı Sismik Yansıma Yöntemi ile toplanan verilerin, W_Geosoft Visual_SUNT v6.6 yazılımı kullanılarak yapılan veri-işlem aşamaları anlatılmıştır.

- Geometri tanımı: Daha sonraki veri işlem aşamalarında kolaylık sağlaması açısından her bir atış için, atış ve alıcı koordinatlarının her bir sismik izin başına yazılmasıdır.
- Statik Düzeltme (Yükseklik) : Statik düzeltme, topoğrafya ve düşük hız katmanlarının etkisini gidermek için kullanılır.
- Süzgeç: Süzgeçler, rüzgar gibi yüksek frekanslı ve endüstri kaynaklı düşük frekanslı gürültülerin ayıklanması için kullanılır. Güç izgesine göre filtremiz 5, 10, 90, 100 Hz arasında uygulanmıştır.
- AGC: Otomatik genlik kontrolü, dalganın artan mesafeye bağlı yolculuğu esnasında kaybettiği genliklerin geri kazanımı için kullanılır. Otomatik genlik kontrolü zaman penceresi, bu uygulamada ölçüm zamanı 1 sn olduğundan dolayı 250 ms alınmıştır.
- İlk kırılmaları sessizleştirme: İlk kırılmaları veriden atarak sadece yansımaların kalmasını sağlamak için yapılır
- Yüzey dalgalarını sessizleştirme: Yüzey dalgalarını veriden atarak sadece yansımaların kalmasını sağlamak için yapılır.
- Sıralama (İlk-Anahtar: CDP, İkinci-Anahtar: Cebirsel-Ofset) : Hız analizinden önce arazi atış düzeni verisinin Ortak Yansıma Noktası(OYN)na göre sınıflanması işlemidir.

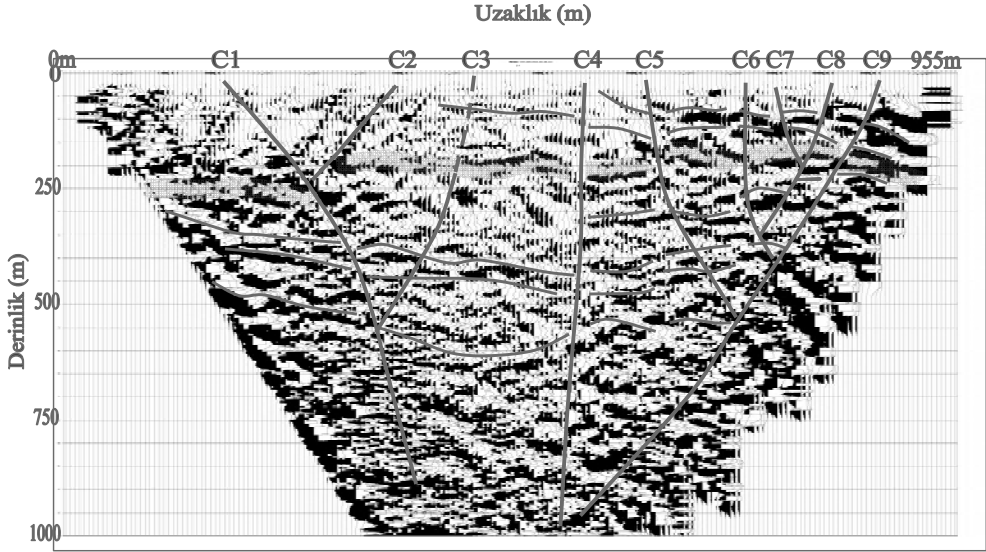
- Yığma: Ortak yansıma noktasından yansydıkları halde farklı dalga yolları izleyen sismik dalgalar farklı zamanlarda alıcılara ulaşacaklardır. Aynı noktadan yansıyan tüm izlerin toplanarak tek bir iz haline getirilmesi işlemine “yığma işlemi” adı verilir. OYN Sınıflanması yapılmış veriye, hız analizi için yığma yapılmıştır.
- Hız analizi
- Zaman derinlik dönüşümü: Seçilmiş bir zaman/hız modeline göre yapılan zaman (ms) derinlik (m) çevrim işlemidir. Bu işlem hız değişimiyle birlikte sismik kesitlerdeki bozulmaları giderir. Fay düzlemi eğim açısını elde etmek için bu hesaplamaların yapılması gerekmektedir.
- Yanal yumuşatma: Verilerin yorumlanmasını kolaylaştırmak amacıyla sismik uzanımların devamlılığını artıran Trace-Mix işlemi 0.125, 0.25, 1, 0.25, 0.125. parametreleri ile gerçekleştirilmiştir.

2.3 Sismik Yorum

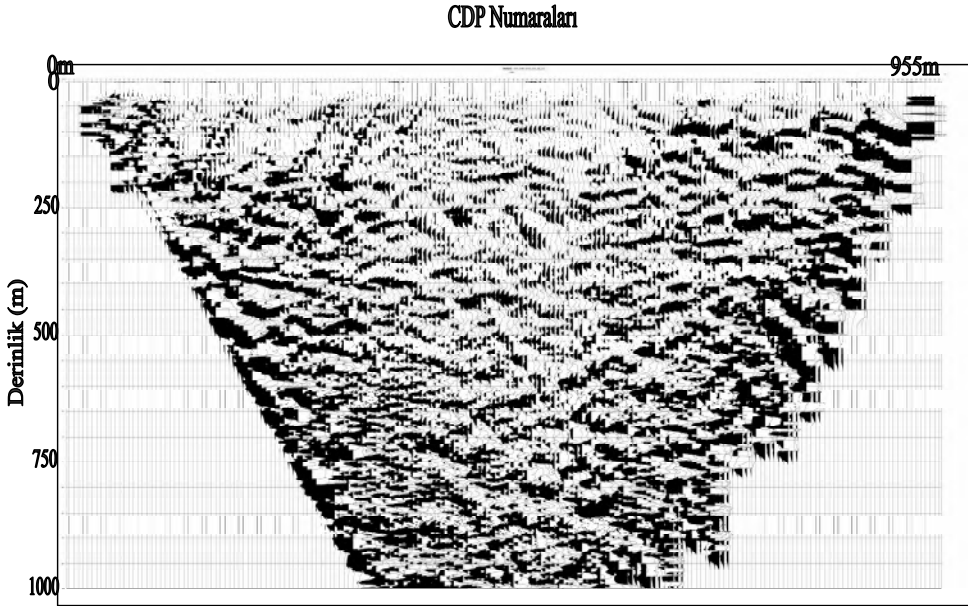
Bu bölümde, TKİ BLİ Çivili ve Sağırılar Sahalarında yapılan Çok Kanallı Sismik Yansıma Etüdü ile elde edilen verilerin 2.2’de anlatılan veri işlem aşamalarına göre işlenen kesitleri, ortamdaki süreksizliklerin belirlenebilmesi maksadıyla yorumlanmıştır. Ayrıca, sismik yansıma kayıtları içerisinde var olan fakat veri işlem sırasında, yansıma sinyallerini güçlendirmek amacıyla genlikleri yok edilen “P-dalgası kırılma sinyalleri” de sahadaki jeolojik birimlerin hız ve kalınlıkları ile ortamdaki süreksizliklerin kabaca belirlenebilmesi için değerlendirilmiştir. Tüm sismik yansıma kesitlerinde yatay eksenler CDP (ortak yansıma noktası) numaralarını, düşey eksenler ise derinliği (m) vermektedir. Tomografik sismik kırılma hız kesitlerinde ise yatay eksenler uzaklık (m), düşey eksenler ise deniz seviyesinden olan yüksekliktir. İzleyen bölümlerde her bir saha için sismik kesitlerin yorumlanması yapılmıştır.

2.3.1.Çivili sahası

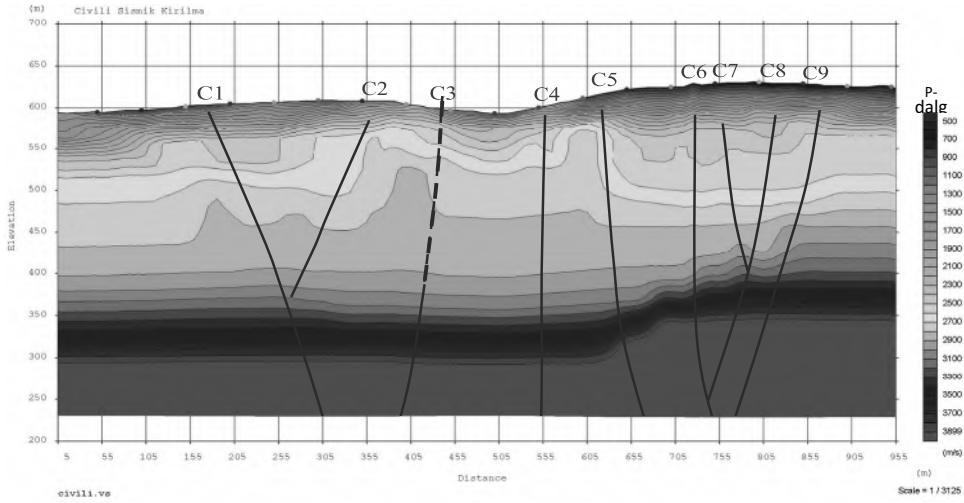
Çivili Sahasına ait, veri işlem sonucu elde edilen yorumlanmamış sismik kesit Şekil 3.’de görülmektedir. Şekil 4, aynı kesitin yorumlanmış halini göstermektedir. Aynı veri üzerinde sismik kırılma yöntemine göre yapılan değerlendirme ve yorum ise Şekil 5’de verilmiştir.



Şekil 3. Çivili sahasına ait yorumlanmamış sismik yansıma kesiti. Yatay eksenler CDP (ortak yansıma noktası) numaralarını, düşey eksenler ise derinliği (m) vermektedir. Toplam hat uzunluğu 955 m olup, her biri 5 m aralıklı olan 191 adet CDP elde edilmiştir.



Şekil 4. Çivili sahasına ait yorumlanmış sismik yansıma kesiti. Yatay eksenler CDP (ortak yansıma noktası) numaralarını, düşey eksenler ise derinliği (m) vermektedir. Kesit üzerindeki düşey çizgiler olası süreksizlikleri; yatay ve yataya yakın çizgiler farklı jeolojik birimleri, kalın yatay çizgi ise olası kömürlü seviyeye karşılık gelmektedir. Her bir süreksizliğe verilmiş kod numaraları ise (C1-C9) yatay eksen boyunca gösterilmektedir. Toplam hat uzunluğu 955 m olup, her biri 5 m aralıklı olan 191 adet CDP elde edilmiştir.



Şekil 5. Çivili sahasına ait, yansıma verisinden elde edilmiş sismik kırılma kesiti. Koyu renkle çizilen düz ve kesikli çizgiler, yansıma kesiti üzerinde yorumlanan süreksizliklerdir. Yüzeyde görülen noktalar ise sismik kaynak konumlarıdır.

Planlanan ve gerçekleştirilen Jeofizik Etüd, Sismik Yansıma Etüdü olmasına rağmen, elde edilen veriler kırılma yöntemi ile de değerlendirilerek yorumlanmıştır. Bunun sebebi, litolojik birimlerin sismik hız değerlerinin de elde edilmek istenmiş olmasıdır. Ayrıca kırılma kesitlerinden kabaca litolojik birimlerin sınırları ve bu birimleri kesen süreksizlikler saptanabilmektedir. Süreksizlik belirlemede, kırılma verisinin hata payı yansımaya göre daha fazla olduğu için, tomografik kesitlerde herhangi bir süreksizlik belirlemeye yönelik yoruma gidilmemiştir. İki kesit arasında bir ilişki kurulabilmesi açısından, yansıma kesitleri üzerinde yorumlanmış süreksizlikler, kırılma kesitine aktarılmıştır.

Çivili Sahasında yapılan sismik yansıma etüdünde toplam 955m uzunluğundaki profil KD-GB uzanımlı olup, hat başı Çivili Köyü'nün güneyinde yer almaktadır (Şekil 3). Yorumlanmış sismik yansıma kesitlerinden elde edilen sonuçlara göre, yaklaşık 1000m derinliğe kadar profil boyunca 3 ana kırık (C1, C4 ve C9) ve bunlara bağlı olarak geliştiği düşünülen 6 adet tali kırık (C2, C3, C5, C6, C7, C8) belirlenmiştir. Bu süreksizliklerin koordinatları ve hat başına uzaklıkları Çizelge 2'de verilmiş ve konumları Şekil 4'de gösterilmiştir. Sismik kesit üzerinde yorumlanan süreksizliklerin türü ve doğrultularının, bölgede daha önceden yapılan jeolojik gözlem ve sondaj verileri ile tespit edilen

süreksizliklerle uyumlu olduğu düşünülmektedir. Ayrıca, sismik yansıma kesitlerinden litolojik seviyeler de belirlenmiştir. Sahadaki sismik hatta yakın mevcut sondaj (S108, S109, S115, S116, S386, S386A) bilgilerinden de yararlanarak kömür seviyesi sismik kesit üzerinde kalın yatay çizgi ile belirlenmiştir (Şekil 4). Kesit üzerinde gösterilen ince yatay çizgilerle işaretli seviyeler ise farklı litolojik birimlere karşılık gelmektedir.

Çizelge 2. Çivili sahasındaki yansıma profili ve saptanan süreksizliklerin koordinatları

Konum Adı	Enlem(°)	Boylam(°)	Hat Başına Olan Uzaklık (m)
Hat Başı	39.883736	28.787260	0
Hat Sonu	39.876922	28.780595	955
C1	39.882572	28.786123	168
C2	39.881155	28.784735	365
C3	39.880616	28.784197	440
C4	39.879754	28.783359	560
C5	39.879282	28.782899	625
C6	39.878493	28.782131	735
C7	39.878318	28.781952	760
C8	39.877850	28.781505	825
C9	39.877485	28.781141	875

Şekil 5'de gösterilen tomografik sismik kırılma kesitleri incelendiğinde, yüzeyden yaklaşık 300m derinliğe (sismik kırılma yöntemiyle inilebilen derinlik sınırı) kadar P-dalgası hızlarının 500-4000 m/s arasında değiştiği belirlenmiştir. Yansıma kesitlerinde belirlenen seviyelerdeki kömürün hızı

ise, tomografik kırılma kesitinde yaklaşık 2700-2900m/s olarak görülmektedir. Yer yer kırık hatlarıyla yüksek hızlı birimlerin yüzeye doğru sokulum yaptığı saptanmıştır. Başka bir deyişle, yüzeye yakın birimlerin yatay tabakalanma sergilediği, derinlerde faylarla kesilen birimlerin ise yüzeye bu yatay tabakalaşmadan uzaklaşarak ondüleli bir yapıda olduğu gözlenmektedir.

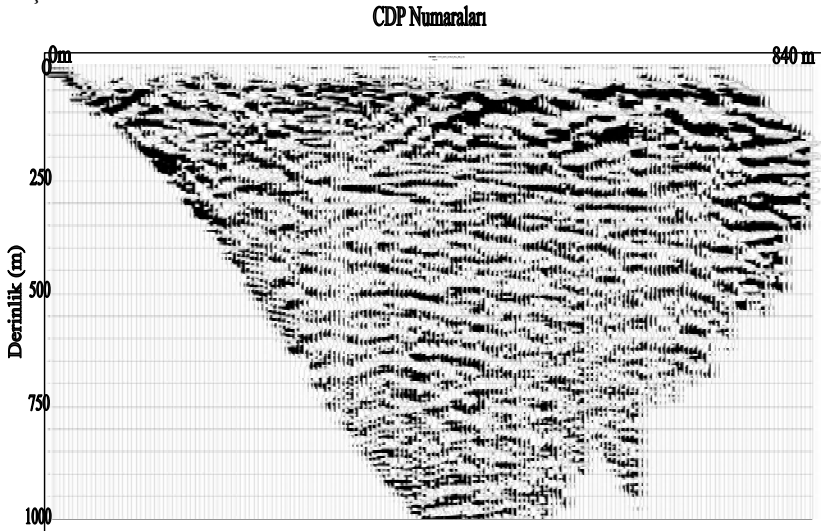
2.3.2. Sağırılar sahası

Sağırılar Sahasına ait, veri işlem sonucu elde edilen yorumlanmamış sismik kesit Şekil 6'da görülmektedir. Şekil 7, aynı kesitin yorumlanmış halini göstermektedir. Bu hat üzerindeki atış aralığının değiştirilmesinden dolayı atış sayısı 19 ve profil boyu 840m olmuştur. Bu sahada da Çivili'de olduğu gibi, yine sismik yansıma kayıtları üzerindeki kırılma verilerinden tomografik kesitler elde edilmiştir (Şekil 8). Sağırılar Sahasında yapılan sismik yansıma etüdünde toplam 840 m uzunluğundaki profil KD-GB uzanımlı olup, hat başı KD yönündedir (Şekil 6). Yorumlanmış sismik yansıma kesitlerinden elde edilen sonuçlara göre yaklaşık 1000 m derinliğe kadar profil boyunca derinlere inen 3 ana kırık (S2, S4 ve S6) ve nispeten daha sıkı derinliklerde gözlenen 4 adet kırık yapısı (S1, S3, S5 VE S7) belirlenmiştir. Bu süreksizliklerin koordinatları ve

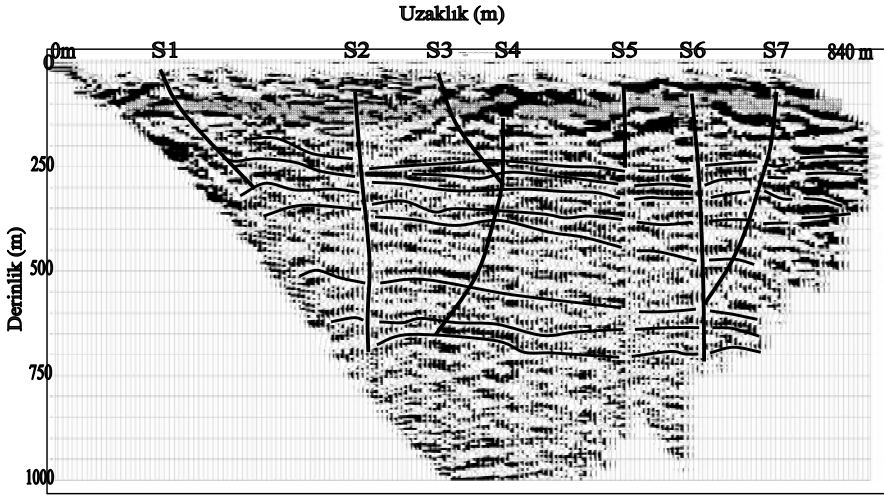
hat başına uzaklıkları Çizelge 3'de verilmiş ve konumları Şekil 7'de gösterilmiştir. Sismik kesit üzerinde yorumlanan süreksizliklerin türü ve doğrultularının, bölgede daha önceden yapılan jeolojik gözlem ve sondaj verileri ile tespit edilen süreksizliklerle uyumlu olduğu düşünülmektedir. Ayrıca, sismik yansıma kesitlerinden litolojik seviyeler de belirlenmiştir. Sahadaki sismik hatta yakın mevcut sondaj (S11, S14, S31, BS19, 132 A, 133A) bilgilerinden de yararlanarak kömür seviyesi sismik kesit üzerinde kalın yatay çizgi ile belirlenmiştir (Şekil 7).

Çizelge 3. Sağırılar sahasındaki yansıma profili ve saptanan süreksizliklere ait konum koordinatları.

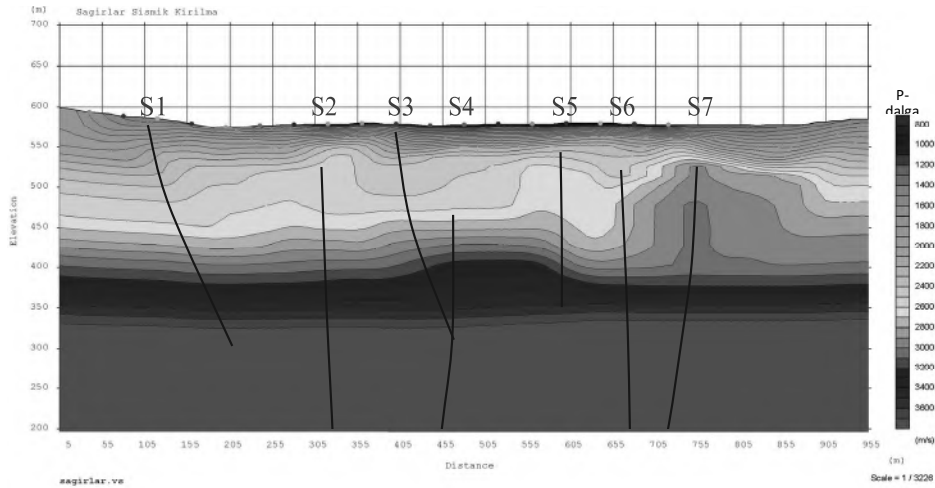
Konum Adı	Enlem(°)	Boylam(°)	Hat Başına Olan Uzaklık (m)
Hat Başı	39.876262	28.820479	0
Hat Sonu	39.869741	28.813289	840
S1	39.875578	28.81972	108
S2	39.873852	28.817812	310
S3	39.873584	28.817539	395
S4	39.873122	28.817015	465
S5	39.872314	28.816133	585
S6	39.871839	28.815617	655
S7	39.871193	28.814892	750



Şekil 6. Sağırılar sahasına ait yorumlanmamış sismik yansıma kesiti. Yatay eksenler CDP (ortak yansıma noktası) numaralarını, düşey eksenler ise derinliği (m) vermektedir. Toplam hat uzunluğu 840 m olup, her biri 5 m aralıklı olan 168 adet CDP elde edilmiştir.



Şekil 7. Sağırlar sahasına ait yorumlanmış sismik yansıma kesiti. Yatay eksenler CDP (ortak yansıma noktası) numaralarını, düşey eksenler ise derinliği (m) vermektedir. Kesit üzerindeki düşey çizgiler olası süreksizlikleri; yatay çizgiler farklı litolojik birimleri, kalın yatay çizgi ise olası kömürlü seviyeye karşılık gelmektedir. Her bir süreksizliğe verilmiş kod numaraları ise (S1-S7) yatay eksen boyunca gösterilmektedir. Toplam hat uzunluğu 840 m olup, her biri 5 m aralıklı olan 168 adet CDP elde edilmiştir.



Şekil 8. Sağırlar sahasına ait, yansıma verisinden elde edilmiş sismik kırılma kesiti. Koyu renkle çizilen düz ve kesikli çizgiler, yansıma kesiti üzerinde yorumlanan süreksizliklerdir. Yüzeyde görülen noktalar ise sismik kaynak konumlarıdır.

Kesit üzerinde gösterilen ince yatay çizgilerle işaretli seviyeler ise farklı litolojik birimlere karşılık gelmektedir. Şekil 8'de gösterilen tomografik sismik kırılma kesitleri incelendiğinde, yüzeyden yaklaşık 300m derinliğe (sismik kırılma yöntemiyle inilebilen derinlik sınırı) kadar P-dalgası hızlarının 800-3800 m/s arasında değiştiği belirlenmiştir. Yansıma kesitlerinde belirlenen seviyelerdeki kömürün hızı ise, tomografik kırılma kesitinde yaklaşık 2500-2700m/s olarak

görülmektedir. Çivili Sahasından farklı olarak, kırıklarla kesilen birimlerin ondüleli yapıları yüzeye kadar izlenebilmektedir. Profilin GD kısmında (650-900m arasında) yüksek hızlı birimlerin yüzeye doğru sokulum yaptığı gözlenmektedir. Ayrıca, sismik yansıma yöntemi ile tespit edilen kırık yapılarının, tomografik kırılma kesitinde gözlenen anomalilerle de uyumlu olduğu söylenebilir.

3 SONUÇLAR

- Her iki sahada da elde edilen sismik verilere göre yaklaşık 1000m derinliğe kadar yer altına ait sinyal bilgisi alınabilmektedir.
- Sismik yansıma kesitlerinin yorumlanması sonucu, her iki sahada da kömürlü seviyeler belirlenmiş olup, bu seviyeler Çivili sahası için yüzeyden itibaren 200-250m, Sağırlar sahası için ise 100-150m derinliklerde bulunmaktadır. Sismik kesitlerden elde edilen kömürlü seviyelere ilişkin bilgilerin, hatta yakın mevcut sondaj verileri ile de uyumlu olduğu gözlenmiştir.
- Her iki sahada da kömürlü seviyeleri kesen fayların olduğu belirlenmiş, olası konumları ilgili profil ve haritalar üzerine işlenmiştir. Tespit edilen bu fayların, sahalardaki eski sondaj verilerinden belirlenerek saptanmış faylarla uyumlu olduğu düşünülmektedir.
- Sismik yansıma verileri içerisinde P-dalgası kırılma sinyalleri de değerlendirilerek, her iki sahada alınan ölçü profilleri boyunca tomografik hız kesitleri çıkarılmıştır. Bu kesitlere göre, Çivili sahasında kayaların yüzeydeki hızları, 500m/s'den başlayıp 300-350m derinlikte 4000m/s 'ye kadar çıkmaktadır. Sağırlar sahası için bu değerler 800-3800m/s arasında değişmektedir. Kömürlü seviyelerin hızlarının Çivili sahasında 2700-2900m/s, Sağırlar sahasında 2500-2700m/s arasında yer aldığı belirlenmiştir.
- Tomografik kırılma kesitlerinin yaklaşık 300-350m derinliğe kadar sismik yansıma kesitleriyle uyumlu olduğu saptanmıştır. Daha derinlere ait sismik kırılma bilgisinin olmaması, yansımaya göre nüfuz derinliğinin daha sığ olması ile ilişkilidir.
- Sismik yansıma yöntemi, bu tür sahalarda, kömürlü seviyelerin belirlenmesi ve saha içerisindeki fayların tespit edilmesi için kullanılan en güçlü jeofizik yöntemdir. Çünkü bu yöntemle, yeraltının iki veya üç boyutlu, yüksek çözünürlüklü yapısal ve stratigrafik kesiti elde edilmektedir. Sahada hem stratigrafik hem de yapısal ayrırlılığın daha iyi yorumlanabilmesi için, birbirine paralel ve dik hatlarda sismik yansıma verilerinin toplanması önerilir.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, çalışmanın gerçekleştiği sahalarda, çalışma ekibine her türlü desteği veren TKİ Genel Müdürlüğü ve TKİ BLİ Orhaneli İşletme

Müdürlüğüne, Anadolu Üniversitesi Yer ve Uzay Bilimleri Enstitüsüne sonsuz teşekkürlerini sunarlar.

KAYNAKLAR

- Aldas G.G.U. ve Kaypak B., 2013. Türkiye Kömür İşletmeleri (TKİ) GLİ Müessesesi BLİ Müdürlüğüne ait Sağırlar ve Çivili sektörlerindeki yer altı rezervlerinin işletilmesine ait proje kapsamında yapılan Sismik Yansıma Çalışması Raporu
- Canyaran, L. Ve Ecevitoglu, B., 2002. Directional Impulsive Seismic Energy Source: Turkish Patent Institute, Ankara, Patent No. 2002/01203, 12 p.
- Evans, B.J., 1997. A handbook for seismic data acquisition, SEG, 305pp.
- Özçelik Y., Dirik K., Cengiz K., Özsayın E., Yılmazkaya E. Aksoy C.O., Onargan T., Küçük K., Pamukçu Ç., Gökay K., Özkan İ., Özşen H., Doğan K., Mesutoğlu M., Aldas G.G.U., Kaypak B., "TKİ-GLİ Müessesesine Bağlı Bursa Linyitleri İşletme Müdürlüğüne Ait Gümüşpınar, Sağırlar ve Çivili Sektörlerindeki Kömür Sahalarının Optimum Değerlendirilme Koşullarının Belirlenmesi ve Üretim Faaliyetleri Halen Devam Eden Gümüşpınar Sektöründeki Şev Stabilitesi Problemlerinin Çözümüne Yönelik Avan Projelerin Hazırlanması Raporu", Kasım 2013.
- Seismic Reflection Imaging, Google, Görseller, 2013.

Devlet Su İşleri Genel Müdürlüğü'nde sismik tehlike analizi çalışmaları ve Manisa Sarma Barajı sismik tehlike analizi örneği

Seismic Hazard Analysis used at DSI and Manisa Sarma Dam Seismic Hazard Analysis, one of the most recent studies at DSI

R.Parlak, M.Genç, & K.Karakuş, İ.Görgünoğlu

Devlet Su İşleri Genel Müdürlüğü, Ankara

ÖZET: Su kaynaklarından maksimum şekilde yararlanmak ve su miktarını doğru kontrol edebilmek amacıyla farklı mühendislik çözümlerine ihtiyaç duyulmaktadır. Dünden bugüne en çok tercih edilen yöntemlerden biri ise baraj/gölet gibi büyük mühendislik yapıları inşa ederek suyu doğru bir şekilde depolamak ve sudan maksimum şekilde yararlanmaktır. Ancak, bu tip büyük ve kompleks mühendislik yapılarında, yapının sismik performansını belirlemek ve deprem anındaki davranışlarını kestirmek oldukça zordur. Sismik Tehlike Analizinde amaç eskiden olmuş deprem olaylarına ait eldeki verileri, jeolojik, sismolojik, istatistiksel ve diğer bilgilerle sistematik bir şekilde birleştirerek, göz önünde tutulan inşaat sahasında ileride beklenebilecek sismik etkinlik için belirli olasılık değerlerini ve çalışma sahasındaki sismik tehlikede belirgin rol oynayan kaynağa bağlı en kritik deprem göz önüne alınarak oluşabilecek en yüksek ivme değerini saptayabilmektir. Sismik Tehlike Analizi Çalışma yöntemleri ve DSİ de yapılan en son çalışmalardan Manisa Sarma Barajı Sismik Tehlike analizinden bahsedilmiştir.

ABSTRACT: Different engineering solutions have been needed in order to get the maximum benefit from water sources and to control water amount correctly. Up to now, one of the most preferred ways is to construct huge engineering structures like dam/pond in order to store the water properly and to get maximum benefit from water. However, to determine the seismic performance of the structure and to predict the behavior of the structure at the time of earthquake is considerably difficult for those huge and complex engineering structures. The purpose of Seismic Hazard Analysis is to determine the values of certain probability for seismic activity that would be expected in the future at an examined construction site by combining the available data from formerly occurred seismic events with geological, seismological, statistical and other information in a systematic way and to determine the maximum acceleration value that may be occurred considering the most critical earthquake depending on the source that plays the prominent role on the seismic danger in the study area. In this study, the working methods of Seismic Hazard Analysis used at DSI and Manisa Sarma Dam Seismic Hazard Analysis, one of the most recent studies at DSI have been mentioned.

1 GİRİŞ

Su kaynaklarından maksimum şekilde yararlanmak ve su miktarını doğru kontrol edebilmek amacıyla farklı mühendislik çözümlerine ihtiyaç duyulmaktadır. Dünden bugüne en çok tercih edilen yöntemlerden biri ise baraj/gölet gibi büyük mühendislik yapıları inşa ederek suyu doğru bir şekilde depolamak ve sudan maksimum şekilde yararlanmaktır. Ülkemizin su kaynaklarının yönetiminden ve geliştirilmesinden sorumlu olan

Devlet Su İşleri Genel Müdürlüğü geçmişinden günümüze kadar üstlenmiş olduğu görevleri başarı ile tamamlamış ve insanımızın hizmetine sunarak kalkınmamıza ve refah düzeyimizin artmasına büyük katkı sağlamış ve sağlamaya devam etmektedir. Baraj gibi büyük ve kompleks mühendislik yapılarında, yapının sismik performansını belirlemek ve deprem anındaki davranışlarını kestirmek oldukça zordur. Sismik Tehlike Analizinde amaç önceden oluşmuş depremlere ait eldeki verileri, jeolojik, sismolojik, istatistiksel ve diğer bilgilerle sistematik bir şekilde birleştirerek, göz önünde tutulan inşaat sahasında

ileride beklenebilecek sismik etkinlik için belirli olasılık değerlerini ve çalışma sahasındaki sismik tehlikede belirgin rol oynayan kaynağa bağlı olmuş yada olabilecek en kritik deprem göz önüne alınarak oluşabilecek en yüksek ivme değerini saptayabilmektir

2. SİSMİK TEHLİKE NEDİR

Sismik bakımdan hareketli bir bölgede gelecekte olabilecek depremlerin zamanı, yeri, büyüklüğü ve diğer özellikleri önceden kestirilemez. Deprem mühendisliğinde karşılaşılan en önemli sorunlardan birisi, belirli bir zaman aralığında olabilecek depremlerin inşaat sahasında yaratabilecekleri etkilerin, özellikle zemin hareketi ile ilgili parametreler için beklenebilecek en büyük değerlerin saptanmasıdır (Yüçemen S.,2008).

Sismik Tehlike, zemin hareketi veya deprem büyüklüğüne ilişkin bir parametrenin inşaat sahasındaki değerinin, öngörülen süre içinde belirli bir düzeyi aşma olasılığı olarak tanımlanmaktadır. Sismik Tehlike Analizinde amaç, önceden oluşmuş depremlere ait eldeki verileri, jeolojik, sismolojik, istatistiksel ve diğer bilgilerle sistematik bir şekilde birleştirerek, göz önünde tutulan inşaat sahasında ileride beklenebilecek sismik etkinlik için belirli olasılık değerlerini saptayabilmektir. Sismik tehlike analizi çalışmalarından Deterministik ve Olasılıksal Yöntem kullanılmaktadır.

Devlet Su İşleri Genel Müdürlüğü'nde yapılan Sismik Tehlike Analizi çalışmalarında kullanılan parametreler için gerekli olan veri akışı MTA, AFAD ve BÜ Kandilli Rasathanesi ile yapılan protokoller ile sağlanmaktadır. MTA güncel diri fay haritası (2012), AFAD ve BÜ Kandilli rasathanesinden deprem verileri (1900-2013) , AFAD Deprem Bölgeleendirme haritası (1996) bu çalışmalar için kullanılmaktadır.

2.1 Deterministik Yöntem

Deterministik sismik tehlike hesabının amacı ele alınan sahadaki sismik tehlikede belirgin rol oynayan kaynağa bağlı en kritik mümkün depremin göz önüne alınmasıdır. Bu deprem ile hesaplanan yer hareketi parametreleri (maksimum yer hareketi genliği, spektral ordinatlar) tasarım yer hareketlerini temsil eder. Deterministik sismik tehlike hesabı aktif fayda meydana gelebilecek en büyük deprem magnitudü ve sahanın bu faya göre en yakın konumunu kaynak-saha mesafesi

cinsinden ifade ederek baraj ve ilgili yapıların tasarımı belirleyici olan olayı tanımlamaktadır. Bu analiz, uygun yer hareketi tahmin modelini kullanarak yer hareketi seviyesini medyan veya bir yüzdelik değerine karşılık gelen genliklerle belirler. Deterministik yöntemde bir fay (çizgisel kaynak) için en büyük magnitud değeri deprem kataloglarından veya fayla ilgili uzunluk ve geometrinin bilinmesi halinde ampirik ilişkilerden de yararlanılarak belirlenebilir. Deterministik yöntem sonucu hesaplanan yer hareketi genliğine karşılık gelen bir tekrür süresi yoktur.Oluşabilecek en büyük depremin baraj-gölet üzerinde meydana getireceği en yüksek yatay yer ivmesi hesaplanır. Deterministik yöntem için gerekli parametreler;

- Faylar Hakkında Araştırma
- M Magnitud Hesabı (L=Fayın Boyu)
- R Uzaklığı (Çalışma Alanının Kaynağa Uzaklığı)
- Azalım İlişkileri (Nga)

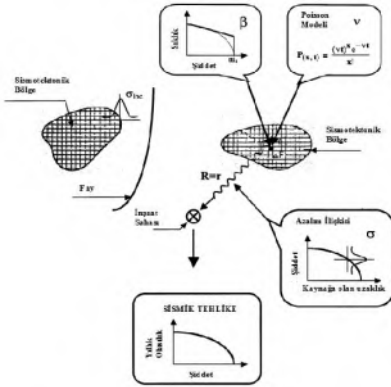
2.2 Olasılıksal (Probabilistik) Yöntem

Olasılıksal Sismik Tehlike Analizinde, belirli bir zaman diliminde, inceleme alanında yer hareketlerinin olasılığı değerlendirilmektedir.

Olasılıksal sismik tehlike hesabında, depremlerin tekrarlama aralıkları, yer hareketi parametrelerinin belirsizliği ve dikkate alınan depremlerin sismik kaynaklar üzerindeki yerlerine ait bilinmezlik olasılıksal bir temele bağlı olarak göz önünde bulundurulur. Böylece baraj tasarımı veya performans değerlendirmesi için seçilen yıllık aşılma olasılıklarına karşılık gelen yer hareketi parametreleri hesaplanır. Deprem tekrarlama aralıkları, tehlike hesaplarına konu olan bölgedeki sismik kaynaklarda geçmişte vuku bulmuş depremlerin magnitud cinsinden yıllara bağlı kümülatif dağılımını dikkate alan dağılım fonksiyonları ile belirtilir. Bu dağılım fonksiyonları belli bir magnitud değerinin üstünde oluşabilecek depremlerin birim zamanda gerçekleşme sayılarını (frekanslarını) verecek şekilde ifade edilmelidir. Haritalanmış diri faylar üzerinde gerçekleşmesi beklenen depremler çizgisel sismik kaynaklar ile modellenmelidir. Çizgisel sismik kaynak ile modellenemeyen, konumları ve geometrik özellikleri hakkında önemli belirsizlik bulunan faylarda gerçekleşmesi beklenen depremler ise alan ve arkaplan sismik kaynakları ile modellenebilir.

Olasılıksal hesap; Proje sahası baz alınarak yarıçapı yaklaşık 100 km olan dairesel alanda

meydana gelmiş depremlerden, lokasyon ve tektonik yapı göz önünde bulundurularak oluşturulan kaynakların (çizgisel,alan, arkaplan..vb) çeşitli istatistiksel yöntemlerle belirli parametreleri hesaplanarak yapılır.. Hesaplamalarda 100 km lik alan içerisinde kalan Moment Magnitüd ($M_w \geq 4$) depremleri kullanılır. Kaynaklara düşen depremler poisson olasılık yönteminin temelini oluşturan en küçük kareler yöntemiyle her bir kareye düşen deprem sayısı ve olasılığı hesaplanır.



Şekil 1. Olasılıksal Sismik Tehlike Analizi Algoritması

Olasılıksal yöntem için gerekli parametreler;

- Depremler (M_w)(Kandilli Verileri 1900-2013)
- Faylar (MTA-2012)
- Kaynak Parametreleri (λ ve β)
- Kaynak Geometrisi
- Azalım İlişkileri (NGA)
- Güncel Programlar

2.3 Manisa Sarma Barajı Sismik Tehlike Analizi Çalışması

Dsi 2.Bölge Müdürlüğü (İzmir) sınırları içerisinde yer alan Manisa Sarma Barajı, Ege Bölgesinde Gediz Havzasında yer almaktadır. Sarma Barajı Manisa ili sınırları içerisinde olup Manisa iline 21 km uzaklıktadır. Sismik Tehlike Analizi deterministik ve Olasılıksal yöntemler ile Güncel programlar ve yeni nesil azalım ilişkileri kullanılarak hesaplanmıştır.



Şekil 2. Proje alanının Diri Fay Haritasındaki konumu

Deterministik yöntemde MTA 2012 diri fay haritasına göre proje yerine en yakın diri fay zoneu Gediz Grabeni olup 11 km mesafededir.

Gediz Grabeni Manisa'dan Pamukkale'ye kadar uzanan yaklaşık 200 km uzunluğunda bir yapıdır.

Normal faylar için

$$M_{mak} = 5.0 + 1.22 \log(R)$$

R =fay uzunluğu (Wells ve Coppersmith 1994)

Denklemleri kullanılarak Gediz Grabeninin üretebileceği maksimum magnitüd değerleri hesaplanmıştır.

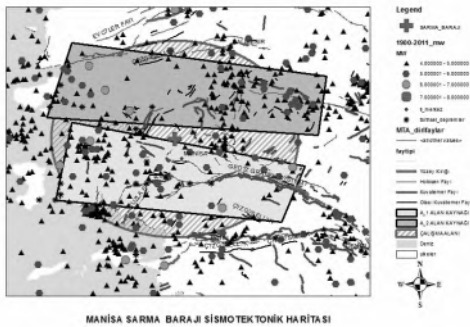
Bu deprem büyüklüğü ve mesafe dikkate alınarak kullanılan Kalkan&Gülkan(2004) ve Chiou & Youngs (2008) ivme azalım ilişkileri ile elde edilen sonuçlar aşağıda verilen Çizelge 1'de belirtilmiştir.

Çizelge 1. Hesaplanan İvme Değerleri (Deterministik Hesap)

FAY ADI	M_{MAX}	R (km)	MAKSİMUM YATAY YER İVMESİ DEĞERLERİ (g)		
			Chiou & Youngs (2008)	Kalkan & Gülkan (2004)	Ortalama
Gediz Grabeni	7.5	11	0.31 g	0.30g	0.31 g

Proje yeri çevresinde, yarıçapı yaklaşık 100 km olan dairesel alanda meydana gelmiş depremler hesaplamalarda kullanılmıştır. Proje yeri, diri faylar ve deprem kaynaklarının bulunduğu sismotektonik harita hazırlanmıştır.

Sismik Tehlike Analizlerinde değerlendirilecek deprem kaynakları, meydana gelmiş depremlerin dağılımı ve fay zonları göz önüne alınarak belirlenmiştir. Bu bağlamda, örnek proje yeri ve çevresi için 2 adet alan kaynak ve 1 adet arkaplan kaynağı belirlenmiştir.



Şekil 3. Manisa Sarma Barajı Sismotektonik Haritası

Sarma Barajı tasarımına esas deprem parametrelerinin belirlenmesi için yapılan Olasılıksal Sismik Tehlike Analizinde Poisson olasılık dağılımı kullanılmış ve raporda belirtilen deprem kaynakları, deprem parametreleri ve azalım ilişkileri kullanılmıştır. Buna göre, değişik yapı ömürleri ve aşılma olasılıklarına karşılık gelen maksimum yatay yer ivmesi (Peak Ground Acceleration, PGA) değerleri aşağıdaki Çizelge 2’de verilmiştir.

Çizelge 2. Hesaplanan İvme Değerleri (Olasılık Hesap)

Geri Dönüş Periyodu (Yıl)	Aşılma Olasılığı	Gülkan&Kalkan (2004) PGA (g)
144	100 yılda %50	0,16
475	50 yılda %10	0,25
2475	50 yılda %2	0,38

Yapılan hesaplamalar sonucu güvenli tarafta kalınması düşüncesiyle, Deterministik yöntemle elde edilen **0,31 g** (MDE=MCE) maximum yatay yer ivmesi (PGA) değerinin Baraj tasarımında esas alınması önerilmiştir.

3 SONUÇLAR

Baraj gibi büyük ve kompleks mühendislik yapılarında, yapının sismik performansını belirlemek ve deprem anındaki davranışlarını kestirmek oldukça zordur. Bu amaçla Devlet Su İşleri Genel Müdürlüğü Jeoteknik Hizmetler ve

YAS Dairesi Başkanlığı Jeofizik Etütler ve Cihazlar Şube Müdürlüğünce Sismik Tehlike Analizleri hazırlanmakta yada yüklenici firmalar tarafından hazırlanan raporlar incelenmektedir. Sismik Tehlike Analizlerinde Deterministik ve Olasılıksal Yöntemler genelde birlikte kullanılmaktadır. Bu çalışmada Manisa Sarma Barajı sismik Tehlike Analizi bahsedilen yöntemlerle değerlendirilip sunulmuştur.. Sismik Tehlike Analizi için yapılan olasılıksal ve deterministik yöntem sonuçları karşılaştırılmalı ve baraj için öncelikli olan en emniyetli ve güvenilir değer önerilmelidir.

KAYNAKLAR

- Yucemen, M. Semih 2008, “Deprem Tehlikesinin Tahmininde Olasılıksal Yontemler”,14. Bolum, Binalar icin Deprem Muhendisligi Temel Dlkeleri, editorler, E.Canbay v.d., Bizim Buro Basimevi, Ankara, Mayıs 2008.
- Gürkan, P., vd. 1976 Deprem Mühendisliğine Giriş. DSİ Genel Müd. Ve ODTÜ Eğitim Seminerlerinde verilen konferanslar Cilt–1 Ank.-1976 Prof. Dr. Polat Gürkan ve diğ.
- ICOLD, 1989 “Selecting Seismic Parameters for Large Dams”, Bulletin 72, 1989
- Birinci Barajlar Kongresi 2012
- Wells ve Coppersmith 1994 New empirical relationships among magnitude, rupture width, rupture area, and surface displacement, Bull. Seism. Soc. Am., 84, 974-1002.
- Coburn , A.W.,Ugur Kuran, 1985 . Emergency Planning and Earthquake Damage Reduction for Brusa Province. Preliminary evaluation of seismic risk. The Martin Centre for Architectural and Urban Studies and Earthquake Research Department.
- <http://www.koeri.boun.edu.tr/bilgi/buyukluk.htm>
http://www.deprem.gov.tr/sarbis/depbolge/Manisa_gif

Ermenek Barajı ve HES projesinde gövde-yamaç duraylılığı için yapılan jeoteknik çalışmalar

Geotechnical studies conducted for dam-abutment stability of the Ermenek Dam and HEPP project

A. Koçbay& K. Karakuş

DSİ Genel Müdürlüğü Jeoteknik Hizmetler ve YAS Dairesi Başkanlığı, Ankara

ÖZET: Barajların geometrisinin belirlenmesinde; baraj yerindeki jeolojik durum, topoğrafya, baraj eksenindeki vadi şekli, süreksizlikler ve kaya özellikleri çok önemlidir. Beton barajlar, tasarım yüklerine karşı denge durumlarını geometrileri, ağırlıkları ve malzeme dayanımları ile sağlayan barajlar olup, ağırlık ve kemer tipi olmak üzere iki gruba ayrılırlar. Kemer barajlar silindirik veya çift eğrilikli olarak tasarınırlar. Kemer barajlar yükleri, büyük ölçüde, kemerlenme etkisi ile vadi tabanında anakaya ileterek taşır. Bu nedenle bu tip barajlarda yamaç geometrisi ve jeolojik birimin özellikleri büyük önem taşımaktadır. Bu çalışmada, çift eğrilikli kemer beton baraj tipinde inşa edilen ve Türkiye'nin ikinci en yüksek barajı olan Ermenek Barajı'nda, gövde duraylılığı ile ilgili olarak yapılan jeolojik, jeoteknik çalışmalar ele alınmıştır. Baraj gövdesi, Üst Kretase yaşlı ofiyolitik melanj içerisinde yer alan allokton kireçtaşı birimi üzerinde inşa edilmiştir. Tabanda dere içerisinde yaklaşık 4-5 m kalınlığındaki alüvyon kaldırılmış ve ana kaya olan kireçtaşı da 8 m kazı yapılmıştır. Kireçtaşları; kırıklı, çatlaklı ve yer yer karstik özelliktedir. Allokton özelliğinden dolayı yerleşim sırasında çok farklı basınç etkisinde kalmış olup, çok farklı yönlerde ve büyüklüklerde süreksizlikler meydana gelmiştir. Ermenek baraj yerinde inşaat çalışmalarına başlandığı dönemde proje firması tarafından ayrıntılı "Nihai Gövde Tasarımı" yapılmıştır. Bu tasarımda; baraj genel planı, şev kazıları, ana kayanın jeolojik- jeoteknik özellikleri ile şev temas ve sınır koşulları çalışılmıştır. Uygulama sırasında kireçtaşlarında yapılan şev kazılarıyla birlikte karşılaşılan jeolojik duruma bağlı olarak, bu tasarımın ve özellikle şev duraylılık analizlerinin kontrol edilmesi ve yenilenmesine gerek duyulmuştur. Bu kapsamda proje firması tarafından sondaj, yerinde deneyler ve laboratuvar deneylerini kapsayan ilave bir jeoteknik çalışma yapılarak baraj yamaç duraylılığı için tasarım raporu hazırlanmış, İdare ile birlikte rapora son şekli verilmiştir. Yapılan duraylılık analizlerinde "kbslope" programı kullanılmış olup ankrajsız ve ankrajlı durum için güvenlik katsayıları hesaplanmıştır. Bu katsayıların ankrajsız durumda çoğunlukla sınır değer olarak kabul edilen 1.3'ten küçük çıktığı hesaplanmıştır. Elde edilen verilere bağlı olarak öngermeli ankrajların uygulanmasına karar verilmiştir.

ABSTRACT: In determining the dam geometry, geological conditions at a dam site, topography, valley pattern at dam axis, discontinuities and rock parameters are extremely important. Concrete dams are the dams that provide their balances against design loads by their geometries, gravities and material strength and are divided in two groups as gravity and arch type. Arch dams are being designed as cylindrical or double curved. With these substantial arching effects, in the valley plain, arch dams transfer the loads to the foundation rock. For this reason, in such type of dams, slope geometry and geological characteristic of the units have prime importance. In this study, geological and geotechnical studies performed related with the slope stability of the Ermenek Dam, which is the second highest dam of Turkey constructed as double curved concrete arch dam type, were taken into consideration. The dam body was constructed on allochthonous limestone taking place in Upper Cretaceous old ophiolitic mélange. From the basement of the creek, an alluvium unit with a thickness of approximately 4-5 m was removed with additional 8 m rock excavation for the dam foundation. Depending on its allochthonous characteristics, dam was affected by many various pressures and there occurred discontinuities at many different directions and in dimensions. At the period which the construction studies of the Ermenek Dam had been initiated, a detailed "Final Dam Body Design" was performed by the project company. In this design, the general layout of the dam, slope excavations, geological and geotechnical properties of the main rock, slope contact and boundary conditions were investigated. During the execution phase, depending on the geological condition confronted with slope excavations in the limestones, the necessity of controlling and reviewing the slope stability analyze had arisen. Within this frame, by carrying out some additional geotechnical studies, which covered the field and laboratory studies and boreholes, dam slope stability detailed design report was prepared by the project company. The program "kbslope" was used in the stability analyses and the safety factor in the situations with and without anchors were calculated. Based on the values of safety factors generally calculated less than the limit value of 1.3 it was decided to apply pre-stressing anchorages to improve the wedge stability during excavation.

1 GİRİŞ

Ermenek Barajı gövde tasarımı ile ilgili olarak öncelikle E/E/VP/08/RS/0001-Baraj Yapısal Analizi Raporu hazırlanmıştır (Verbundplan, 2004a). Bu rapor kapsamında barajın genel planı, şev kazıları ve geometrisi, sınır koşulları, ana kaya ve betona ait malzeme parametreleri vb yer tanımlanarak modelleme çalışmaları yapılmıştır.

Uygulamada gövde kazısına başladıktan sonra ise arazide nehir seviyesinden (505 m kotu) gövde üst kotuna (700 kotu) kadar yapılan yeni jeolojik gözlemlere, yamaçlardaki enjeksiyon galerilerinden, ilave karotlu sondaj kuyularından ve plaka yüklenme deneylerinden elde edilen verilere göre, kazı-duraylılık analizleri tekrar yapılmıştır. E/E/VP/08/RS/0004 no.lu Baraj Mesnet Stabilitesi -Jeolojik ve Jeoteknik İncelemeler Raporu hazırlanmıştır (Verbundplan, 2004b).

Bu rapordaki veriler ve yapılan sondajlar ile deneylerden elde edilen son veriler kullanılarak ise yamaçlarda uygulanacak destek sistemlerine esas bilgilerin yer aldığı E/E/VP/08/RS/0005 no.lu Baraj Mesnet Stabilitesi-Jeolojik ve Jeoteknik Bulgular Kazı-Kaya Destek Raporu hazırlanmıştır (Verbundplan, 2004c). Bu çalışmada, yukarıda numaraları verilen raporlar kapsamında yapılan çalışmalar kısaca verilmeye çalışılmıştır.

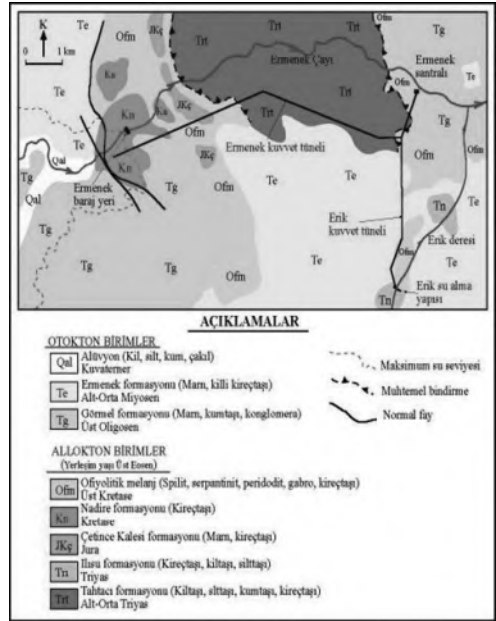
2 JEOLJİK VE JEOTEKNİK ÇALIŞMALAR

İnceleme alanında yaşlıdan gence doğru kıltaşı, silttaşı, kumtaşı ve kireçtaşıdan oluşan Alt-Orta Triyas yaşlı Tahtacı formasyonu, kireçtaşı, kıltaşı ve silttaşıdan oluşan Triyas yaşlı İhsu formasyonu, marn ve kireçtaşıdan oluşan Jura yaşlı Çetince Kalesi formasyonu, kireçtaşıdan oluşan Kretase yaşlı Nadire formasyonu, spilit, serpantin, radyolarit ve kireçtaşı bloklarından oluşan Üst Kretase yaşlı ofiyolitik melanj, marn, kumtaşı ve konglomeradan oluşan Üst Oligosen yaşlı Görmel formasyonu, marn ve killi kireçtaşıdan oluşan Alt-Orta Miyosen yaşlı Ermenek formasyonu ve Kuvaterner yaşlı yamaç molozu ile alüvyon yer almaktadır (Koçbay, 2006)(Şekil 1).

2.1. Eklem setleri

Sol ve sağ sahilde yer alan süreksizlikler benzer özelliklere ve yönelimlere sahip olmakla birlikte hareket mekanizmaları farklı ve birbirlerinden bağımsız olacağı için ayrı ayrı ele alınmışlardır.

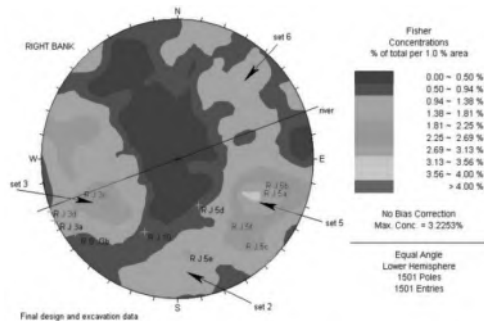
Nihai tasarım raporunda tanımlanan eklem setleri Çizelge 1 ve Şekil 2’de verilmiştir. Başlıca 6 ana eklem seti tespit edilmiştir (Çizelge 1 ve Şekil 2). Ancak bunlardan 1, 4 ve 5 çok benzer bir yönelime sahip olduğu için tek set olarak değerlendirilmiştir.



Şekil 1. Ermenek barajı proje yerleşimi ve bölgenin jeoloji haritası (Koçbay, 2006)

Çizelge 1: Nihai tasarıma göre önemli eklem setleri

Eklem seti no	Dalım yönü (°)	Dalım açısı (°)
2	343	80
3	55	70
1-4-5	314	60
6	187	54



Şekil 2. Sol ve sağ yamaçların süreksizlik yönelimi ve blok modelinde kullanılan ana eklemler

Ayrıca jeolojik modeli daha iyi tanımlayabilmek için planlama aşamasında açılan galeriler ile uygulama aşamasında açılmış galeriler, sondajlar ve yapılan yüzey kazılarında elde edilen veriler

de kullanılmıştır. Sağ ve sol sahilde elde edilen başlıca süreksizliklerin numaraları, dalm yönleri, dalm açıları, sürtünme açıları ile yerleri Çizelge 2 ve Çizelge 3'de verilmiştir.

Çizelge 2. Stabilitate hesaplarında blok model için kullanılan sol sahil ana eklemleri

Eklem sistemi	Blok model için eklem numarası	Dalm yönü [°]	Dalm açısı [°]	Sürtünme açısı [°]	Doğada Gözlenen				
					y	x	z	Yer	Galeri no
J2	L-J 2a	345	85	35	497165	4048828	665	D/S	G5
J2	L-J 2b	345	88	35	497169	4048810	665	D/S	G5
J3	L-J 3a	80	90	35	497169	4048830	665	D/S	GL2, G5
J3	L-J 3b	75	90	35	497142	4048818	665	D/S	G5
J3	L-J 3c	70	90	35	497120	4048788	630	U/S	G3
J6	L-J 6	220	80	35	497176	4048821	630	D/S	G3
	L-J 7	220	45	35	497179	4048823	630	D/S	G3
	L-J 8	205	88	35	497164	4048854	630	D/S	GL 2,3,4
	L-J 9	34	70	35	497103	4048782	630	U/S	G3

Çizelge 3. Stabilitate hesaplarında blok model için kullanılan sağ sahil ana eklemleri

Eklem sistemi	Blok model için eklem numarası	Dalm yönü [°]	Dalm açısı [°]	Sürtünme açısı [°]	Doğada Gözlenen				
					y	x	z	Yer	Galeri no
J 3.2	R-J 3a	64	90	35	497182	4048756	630	D/S	G2
J 3.2	R-J 3b	55	85	35	497191	4048764	630	D/S	G2
J 3.2	R-J 3c	70	70	35	497119	4048723	630	U/S	G2
J 3.2	R-J 3d	68	90	35	497207	4048775	565	D/S	G4
	R-J 5a	285	65	35	497200	4048738	700	D/S	700 m
	R-J 5b	285	70	35	497174	4048727	700	D/S	700 m
J 2 (1)	R-J 5c	320	75	35	497195	4048742	700	D/S	700
J 5 2 (2)	R-J 5d	335	40	35	497199	4048731	565	D/S	G4
	R-J 5e	354	68	35	497182	4048756	630	D/S	G2
J 2 (1)	R-J 5f	320	60	35	497138	4048740	630	U/S	G2
	R-J 5g	320	80	35	497167	4048712	630	D/S U/S	G2 700 m
J 5 2 (1)	R-J 5h	340	40	35	497164	4049752	640	D/S U/S	Vadi
	R-J 10	25	60	35	497135	4048731	630	U/S	G2 700

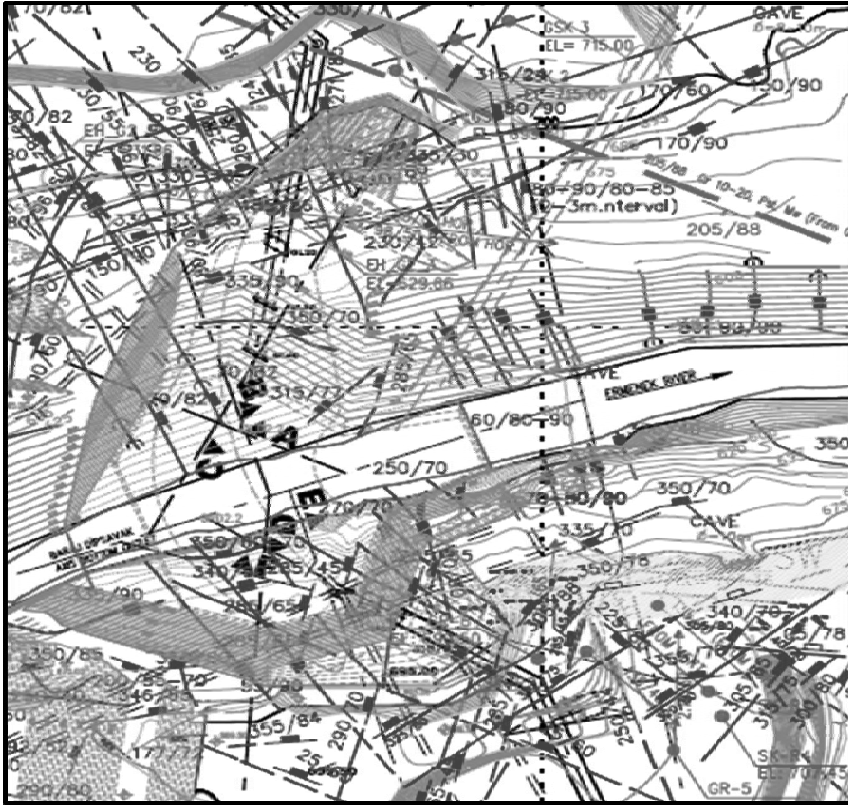
Süreksizliklerin pürüzlülüğü, hareket mekanizması bakımından önemlidir. Süreksizliklerin kesme mukavemeti oranını ve normal gerilme değerini hesaplamak için Barton (1973) ve ISRM (2007) kullanılmış olup bunun için arazide JRC (pürüzlülük katsayısı) değerleri belirlenmiştir.

2.2. Sondaj Çalışmaları

Baraj kazısı esnasında sağ sahilde 700 m kotunda toplam 10 adet araştırma sondajı açılmıştır (Şekil 3 ve Çizelge 4). Bunlardan eğimli açılan özellikle SKR 1, SKR 2 VE SKR 3 en yoğun ve riskli eklem seti olan 320/80 (R-J 5c, R-J5f ve RJ5g) ile derinlerde olan ilişkiyi ortaya koyması bakımından önemli olmuştur. Ayrıca, daha önce açılmış olan SK 313 (derinlik 482 m) numaralı kuyuya ait verilerde kullanılmıştır.

Çizelge 4. Sağ sahilde açılan sondajların listesi

Sondaj Kuyu No	Yön (°)	Eğim (°)	Derinlik (m)
SKR 1	135	80	62,5
SKR 2	135	45	62,5
SKR 3	315	83	75,0
SKR 4	000	90	66,0
SKR 5	002	57	42,25
SKR 6	007	65	42,50
SKR 7	097	45	52,5
SKR 8	093	20	36,0
SKR 9	073	28	27,5
SKR 10	000	90	56,5



Şekil 3. Sondaj yerlerini gösteren harita

Sol sahilde ise 700-715 m kotundan GSK 1, GSK 2 ve GSK 3 no.lu kuyular ile GL 2 numaralı galeriden baraj temel altına doğru 3 adet kuyu açılmış ve süreksizliklerin devamlılıkları kontrol edilmiştir.

2.3. Arazi Deneyleri

Baraj yerinde nihai tasarım aşamasında açılmış olan galerilerde plaka yükleme deneyleri yapılmıştır. Bu çalışmalarda elde edilen veriler Çizelge 5 de verilmiştir. Elde edilen değerler kaya kütlelerinin genel olarak yüksek dayanımlı ve iyi kaliteli olduğunu göstermektedir. En küçük değer 7,14 GPa ile sağ sahilde vadiden 122 m içeride F2 fay zonuna yakın kesimde elde edilmiş olup normal olarak kabul edilmiştir.

Uygulama aşamasında da sağ sahilde GR3, GR4, sol sahilde GL2 ve GL4 enjeksiyon galerilerinde plaka yükleme deneyleri yapılmıştır.

Buna göre; GL2 galerisinde 12,5-20,7 GPa, GL4 galerisinde 14,1 GPa, GR3 galerisinde 10,8-16,4 GPa ve GR4 galerisinde 17,4 GPa değerleri elde edilmiştir. Bu değerlere göre, sağ sahil için ortalama 19,7 GPa ve sol sahil için ortalama 13,3 GPa değeri alınmıştır.

Süreksizlikler üzerinde yapılan pürüzlülük ölçümlerinden bazıları örnek olarak Çizelge 6'da verilmiştir.

2.4. Laboratuvar Çalışmaları

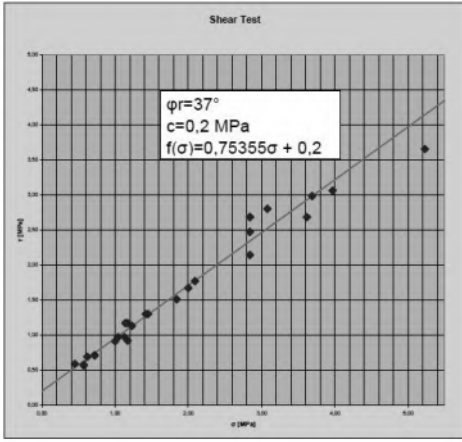
Sağ ve sol sahilde yapılan sondajlardan laboratuvar deneyleri için karot örnekleri alınmıştır. Bu örnekler üzerinde tek eksenli ve üç eksenli basınç dayanımı, Brazilian indirekt çekme deneyleri ile pürüzlülüğe yönelik olarak kesme kutusu deneyleri yapılmıştır (Şekil 4).

Çizelge 5. Yatay yönde ölçülen nihai tasarım plaka yükleme deney sonuçları

Yeri	Galeri no	Girişten mesafe (m)	Deformasyon modülü Γ (GPa)	Elastisite modülü (tanjant) Et (GPa)	Elastisite modülü (sekant) Es (GPa)
SAĞ SAHİL GALERİLERİ	G2	38,00	17,69	23,14	22,36
	G2	52,00	16,84	22,64	19,86
	G2	64,00	6,52	14,07	10,47
	G2	107,50	14,84	20,44	17,64
	G2	122,50	4,16	9,30	7,14
	G4	14,80	22,31	34,06	33,03
	G4	49,50	23,05	28,34	28,86
	G4	70,05	22,87	37,28	45,68
Ortalama			16,03	23,66	23,13
SOL SAHİL GALERİLERİ	G3	33,00	11,19	18,91	17,14
	G3	42,75	11,28	19,83	13,10
	G3	59,50	19,01	28,51	19,82
	G5	20,40	10,51	19,14	18,32
	G5	46,00	18,49	26,25	27,01
	G5	67,00	10,13	24,93	22,34
Ortalama			13,43	22,93	19,62

Çizelge 6. Sol ve sağ sahil süreksizlik pürüzlülüğü ölçümlerine örnekler

Sol sahil süreksizlik pürüzlülüğü JRC değerleri														
Süreksizlikler				JRC Derz Pürüzlülüğü Katsayısı										Ortalama
	Azimuth	Dip	İsim	10 cm	20 cm	30 cm	40 cm	50 cm	60 cm	70 cm	80 cm	90 cm	100 cm	JRC
L1	230	42		4	6	6	6	7	13	7	7	6	8	7
L2	340	40		7	8	12	15	12	8	6	6	6	4	8,4
L3	205	86	Lj 8	11	14	9	7	10	7	8	12	9	9	9,6
L4	220	88	Lj 6	10	18	15	15	20	13	14	16	14	18	15,3
L5	300	75		9	8	8	10	9	10	9	4	4	6	7,7
L6	345	85	Lj 2a	7	10	10	14	15	11	10	18	16	16	12,7
L7	215	70	F2	2	4	4	4	4	6	3	2	1	0	3
L8	340	83		9	7	8	6	7	16	18	18	8	9	10,6
L9	165	86		8	6	8	8	9	9	6	13	13	12	9,2
L10	230	55		10	7	6	8	6	6	3	4	3	5	5,8
Sağ sahil süreksizlik pürüzlülüğü JRC değerleri														
Süreksizlikler				JRC Derz Pürüzlülüğü Katsayısı										Ortalama
	Azimuth	Dip	İsim	10 cm	20 cm	30 cm	40 cm	50 cm	60 cm	70 cm	80 cm	90 cm	100 cm	JRC
R1	320	38		7	8	8	8	5	5	8	6	8	10	7,3
R2	354	68	Rj 5e	9	9	10	10	12	11	10	8	12	16	10,7
R3	285	30		8	4	3	3	7	7	4	4	11	10	6,1
R4	320	80	Rj 5g	14	8	11	9	10	9	6	7	6	12	9,2
R5	290	70	Rj 5b	20	13	12	12	18	15	6	7	8	10	12,1
R6	20	75			8	8	10	9	8	7	6	10		8,3
R7	105	85		6	6	5	6	8	11	8	15	17	12	9,4
R8	37	75		6	7	6	5	6	5	6	4	9	11	6,5
R9	305	86		7	7	12	10	4	5	8	8	8	10	7,9
R10	278	47		6	5	8	8	4	4	5	11	7	9	6,7



Şekil 4. Kesme kutusu deney sonuçlarının analizi

Lineer regresyonla, en yüksek korelasyon katsayısının $\phi = 37^\circ$ ve $c = 0.20 \text{ MPa}$ için elde edildiği belirlenmiştir.

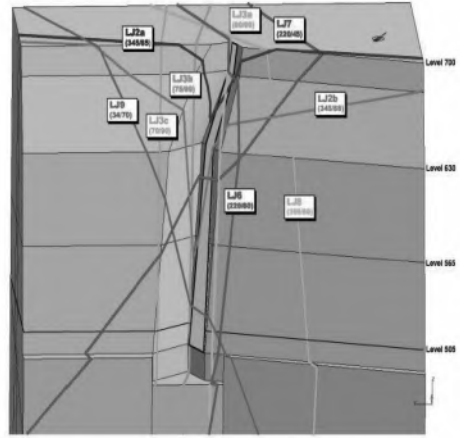
Kayanın tek eksenli basınç mukavemeti sağ sahiliden alınan örneklerde ortalama 126,5MPa ve sağ sahiliden alınan örneklerde ortalama 76 MPa, üç eksenli basınç dayanımı deneylerinden kohezyon değeri 10,4 MPa ve Brazilian indirekt çekme testlerinin sonuçlarına göre çekme mukavemeti 9,4 MPa olarak elde edilmiştir.

3 MODELLEME ÇALIŞMALARI

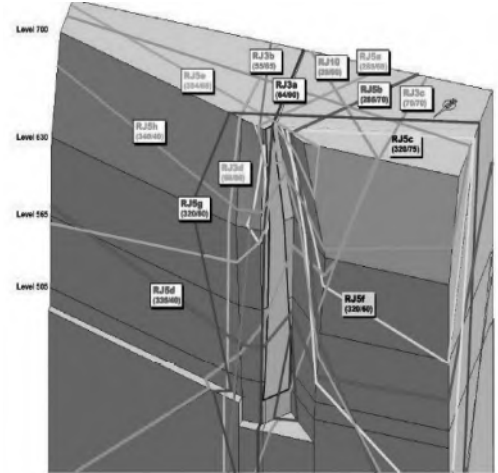
Baraj yamaç duraylılığı modelleme çalışmalarında temsili eklem setleri kullanılmıştır. Bu eklem setleri çok detaylı olarak incelenmiş ve elde edilen veriler ile baraj yapısal analiz raporunda (E/E/VP/08/RS/0001) öngörülen model karşılaştırılmıştır. Her iki çalışma arasında küçük farklılıklar olduğu tespit edilmiş ve nihai tasarımda buna göre küçük düzeltme ve düzenlemeler yapılmıştır. Jeolojik modele dayanarak temsili bloklar tanımlanmış ve blokların stabilitesi sol ve sağ yamaç için ayrı ayrı araştırılmıştır.

Çalışma alanı 5. Derece deprem Bölgesinde yer almaktadır. Çalışmalar statik ve dinamik koşullar için yapılmıştır. Mevcut durumda yeraltı suyu seviyesi yaklaşık olarak nehir seviyesindedir. Dolayısıyla yapılacak kazı sırasında yeraltı suyu ile ilgili herhangi bir sorun beklenmektedir.

Aşağıda Şekil 5 ve Şekil 6'da, arazide yüzeyden, galerilerden ve sondajlardan ölçülen önemli süreksizlikler kullanılarak oluşturulan sağ ve sol sahil 3D sanal modelleri verilmiştir.



Şekil 5. Sol sahil 3D sanal jeolojik modeli



Şekil 6. Sağ sahil 3D sanal jeolojik modeli

Uygulaması sırasında ise jeolojik bulgular her kazı adımından sonra tekrar kontrol edilmiş ve mevcut jeolojik model ile karşılaştırılarak gerekmesi durumunda revizeler yapılmıştır. Kazının tamamlanmasından sonra ise sonuçta oluşan jeolojik modelin yardımı ile baraj duraylılık analizi, kaya deformasyon davranışı ve belirli eklem setleri ile yeniden hesaplanmıştır. Buna bağlı olarak, gövde ankaya kontağında yapılacak enjeksiyon ve drenaj delgileri ile barajın belirli bölümlerine yerleştirilecek olan ölçüm aletlerinin yerleri ve pozisyonları belirlenmiştir.

4 ŞEV DURAYLILIĞI

Baraj yeri için yapılan şev duraylılığı analizlerinde yukarıda özetleri verilen arazi ve laboratuvar çalışmaları yapılarak çok sayıda ve değişik içerikte veriler elde edilmiştir. Bu veriler kullanılarak öncelikle doğal durum için, daha sonra bu çalışmada detayları verilen kazı sırası ve sonrası durum için ve son olarak inşaat sonrası su tutulmasıyla beraber oluşacak reaksiyon kuvvetleri için şev duraylılık analizleri yapılmıştır.

Stabilite analizleri blok teorisine dayanmaktadır (Goodman ve Shi, 1985). Blok teorisinin temel kavramı, kaya kütlelerini bir süreksizlikler ağı ile farklı bloklara bölmektir. Modelde bloklar için üç farklı kategoriye ayrılmıştır.

Kategori I; desteksiz olarak dengesizdir.

Kategori II; hareket edebilecek potansiyel kamalardır, fakat sürtünme direnci kayma yüzeyinde yeterli olduğunda duraylıdır.

Kategori III; yüzeyinde sürtünme olmaksızın bile duraylı kalma eğilimindedir.

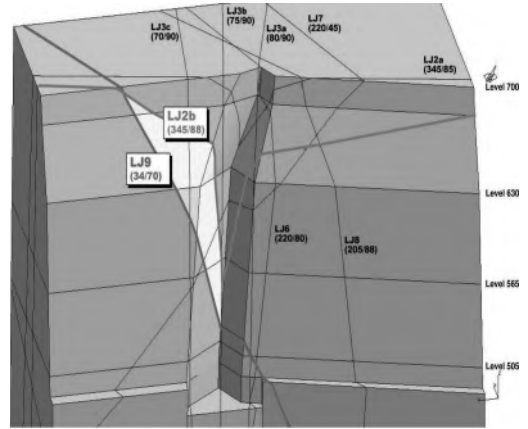
Analizde hemen hareket edecek pozisyonadaki bloklar **kamalar** olarak belirtilir. Tanım olarak, bir kama sonlu, taşınabilir ve potansiyel olarak dengesizdir. Kamalar diğer blokların hareket etmesini önler. Sonlu bir blok, kazı ile ilgili olarak iç çatlama meydana gelmediği sürece hiçbir risk taşımaz. Blok teorisinin temel varsayımları ise aşağıda özetlenmiştir.

- Eklem yüzeyleri düzlemseldir,
- Eklem yüzeyleri blok boyunca uzanır,
- Analizlerde yeni hiçbir çatlama olacağı dikkate alınmaz, bütün bloklar tek parçadır,
- Eklem sistemleri tarafından tanımlanan bloklar serttir, blok deformasyonu ve bozulma dikkate alınmaz,
- Bloklar üzerinde etkili olan bütün kuvvetlerin, bağlı bloğun ağırlık merkezinde etkili olacağı düşünülür ve kuvvet momentleri dikkate alınmaz,
- Konik şekilli bloklar hareket etmez.

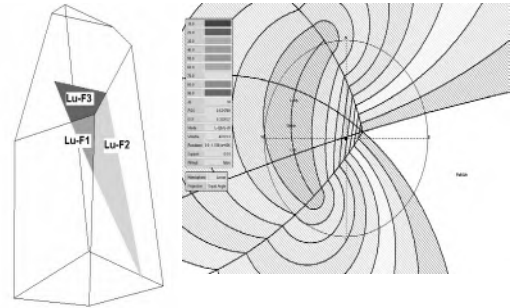
Modelde ve analizlerde vadinin sağ ve sol tarafları, Ermenek Nehrinin akış yönüne göre adlandırılmıştır. Bütün analizler, vadinin sağ ve sol tarafları için ayrı ayrı yapılmıştır. Ayrıca sahiller kendi içlerinde de nehrin memba (U/S) ve mansap (D/S) tarafları olarak ikiye bölünmüştür.

Duraylılık analizleri için "**kbSlope**" adlı program kullanılmıştır. **kbSlope**, kama analizleri için, PanTechnica firmasının PT Computational Workshop 1.0 versiyonunda modül olarak gömülü ticari bir programdır. Program, bir kazı yüzeyi için verilen bir eklem setinin bütün olası eklem

piramitlerini hesaplar. Her eklem piramidi için, blok tipi, onun kayma modu ve stabilitesi değerlendirilir. Blok üzerinde etkili olan bileşke kuvvetin pozisyonu gerekli sürtünme açısını ve ilgili kayma modunu belirtir. Eğer, hiçbir bir ek kuvvet dikkate alınmamışsa, bileşke kuvvet (sadece yerçekimi yükü altında) dairenin merkezinde çizilir.



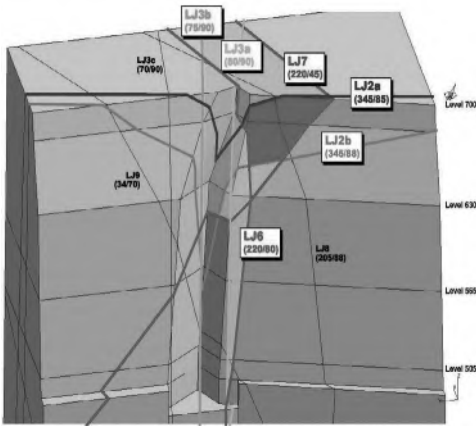
Şekil 7. Süreksizlik düzlemleri ve sol sahil memba için potansiyel blok



Şekil 8. G1 bloğunun önden arkadan görünüşü ve stabilite çizimi

Mansap için başlıca 5 blok (G2, G3, G4, G5 ve G6) tanımlanmıştır (Şekil 9). Her blok için ayrı hesaplama yapılmıştır. Bu hesaplamaların tamamı Çizelge 7'de verilmiştir.

Kazı aşamasında; G1, G2, G3 ve G6 blokları için teorik stabilite gereksinimleri için kohezyon dikkate alınmadan temel varsayım olan $\phi=35^\circ$ 'yi aşmaktadır. Dolayısıyla bu blokların destekleme yapılmadığı takdirde hareket etme ihtimalleri olduğu belirlenmiştir.



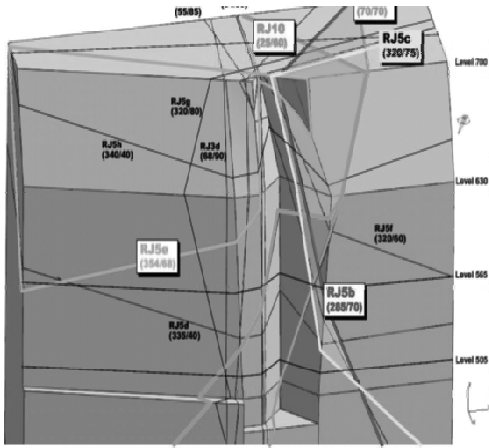
Şekil 9. Süreksizlik düzlemleri ve sol sahil mansap için potansiyel bloklar

Çizelge 7. Sol sahil potansiyel bloklar için elde edilen değerlerin özet Çizelgesi

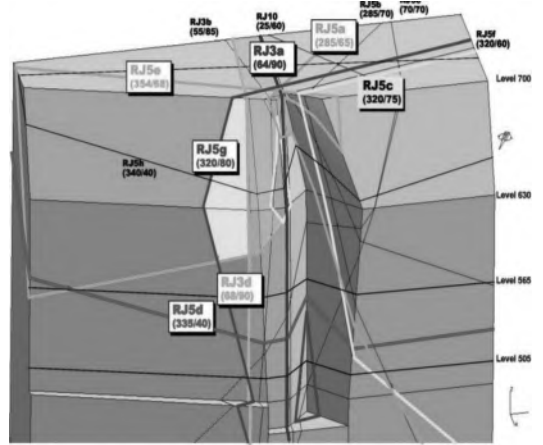
Blok no	Eklem setleri	Gerekli içsel sürtünme açısı (ϕ^0)	Gerekli kohezyon (MPa)
G1	LJ2b-LJ9	47,8	0,024
G2	LJ2b-LJ7	45,0	0,032
G3	LJ2a-LJ7	45,0	0,051
G4	LJ3a-LJ7	19,3	0,000
G5	LJ3b-LJ7	16,5	0,000
G6	LJ3a-LJ6	53,8	0,017

4.2. Sağ Sahil Şev Analizleri

Sağ sahil şev analizlerinde gövde yerleşimine göre memba ve mansap blokları ayrı ayrı çalışılmıştır (Şekil 10 ve Şekil 11).



Şekil 10. Süreksizlik düzlemleri ve sağ sahil memba için potansiyel bloklar



Şekil 11. Süreksizlik düzlemleri ve sağ sahil mansap için potansiyel bloklar

Sağ sahilde 20 adet blok tanımlanmış ancak hareket etme ihtimali olan 15 blok için hesaplamalar yapılmıştır (Çizelge 8).

Kazı aşamasında; G10, G11, G13, G17, G20 ve G26 blokları için teorik stabilite gereksinimleri için kohezyon dikkate alınmadan temel varsayım olan $\phi=35^\circ$ 'yi aşmaktadır. Dolayısıyla bu blokların destekleme yapılmadığı takdirde hareket etme ihtimalleri olduğu belirlenmiştir.

5 ANKRAJ HESAPLARI ve DİZAYN ÇALIŞMALARI

Arazi ve laboratuvar çalışmaları sonucunda elde edilen bütün veriler değerlendirilmiş ve yukarıda özeti verilen duraylılık çalışmaları sonucunda ankrajsız ve ankrajlı olarak emniyet katsayıları (EK) elde edilmiştir.

Hesaplamalarda sağlam kaya için; $E= 70$ GPa, $\phi = 58^\circ$, $c = 6$ MPa ve $\sigma_c= 100$ MPa değerleri elde edilmiştir. Ancak EK= 4 alınarak analizlerde; $E= 17$ GPa, $\phi = 45^\circ$, $c = 1,5$ MPa ve $\sigma_c= 25$ MPa değerleri, süreksizlikler için ise; $\phi = 37^\circ$ ve $c = 0,2$ MPa değerleri kullanılmıştır.

Örneğin;

Sol sahil;

- Ankrajsız ve kohezyonsuz EK=1,17
- Ankrajlı, kohezyonsuz EK=1,23
- Ankrajlı ve kohezyonlu EK=1,91

Çizelge 8. Sağ sahil potansiyel bloklar için elde edilen değerlerin özet Çizelgesi

Blok no	Yeri	Hacmi (m ³)	Eklem setleri	Kayma modu	Gerekli içsel sürtünme açısı (φ°)	Gerekli kohezyon (MPa)
					c= 0 MPa için	φ=35° için
G11	Memba	1200	R-J5e	Tek	61,2	0,008
G11	Memba	95000	R-J5b - R-J10	Çift	44,4	0,039
G12	Memba	230000	R-J5b - R-J3c	Çift	20,1	0,000
G13	Memba	68000	R-J5f - R-J10	Çift	52,3	0,061
G14	Memba	87000	R-J5f - R-J3c	Çift	39,2	0,017
G15	Memba	76000	R-J5c - R-J10	Çift	59,4	0,081
G16	Memba	118000	R-J5b - R-J3c	Çift	48,6	0,052
G17	Memba	10000	R-J5b - R-J5c	Tek (R-J5c)	75,0	0,035
G20	Mansap	8500	R-J5c	Tek	68,0	0,029
G21	Mansap	405000	R-J3a- R-J3d- R-J5d	Tek (R-J5d)	40,0	0,119
G22	Mansap	1700	R-J5a - R-J5e	Çift	58,3	0,016
G23	Mansap	39000	R-J3d - R-J5e	Çift	61,4	0,060
G24	Mansap	146000	R-J5g - R-J5e	Tek (R-J5e)	68,0	0,309
G25	Mansap	29500	R-J3d - R-J5e, R-J5g - R-J5h	Çift (R-J5h- R-J3d)	39,4	0,024
G26	Mansap	8300	R-J5e - R-J3d	Çift	61,4	0,032

Sağ sahil için mansap için;

- Ankrajsız ve kohezyonsuz EK=0,58
- Ankrajlı, kohezyonsuz EK=1,22
- Ankrajlı ve kohezyonlu EK=1,40

Sal sahil memba için;

- Ankrajsız ve kohezyonsuz EK=0,87
 - Ankrajlı, kohezyonsuz EK=1,28
 - Ankrajlı ve kohezyonlu EK=1,98
- değerleri hesaplanmıştır.

Bu değerlere göre, kazıya paralel olarak ankrajlar ile desteklemenin yapılması gerektiği sonucuna varılmıştır. Yapılan ankrajların kotları, adetleri ve derinlikleri Çizelge 9'da verilmiştir.

Çizelge 9. Ankrajlarla ilgili genel bilgiler

Kot (m)	Adet	Uzunluk (m)
Sağ sahil		
695	1	30
695	2	35
690	6	40
690	2	35
685	3	35
680	6	42
680	2	40
675	3	35
670	4	42
670	2	38
670	2	35
665	3	40
660	2	42
660	3	40

660	3	35
655	1	40
655	1	35
655	1	30
650	1	42
650	5	35
650	2	30
645	3	30
640	4	40
640	4	35
635	3	30
630	2	40
630	3	35
630	2	25
630	1	20
625	3	30
620	3	35
620	3	30
Sol Sahil		
680	3	25
670	1	40
670	1	35
670	4	30
660	2	42
660	2	40
660	2	35
650	4	42
650	1	40
640	4	42
640	1	40
630	2	42
630	1	40
630	2	25

Uygulamada ise bunlardan bazıları iptal edilmiş ve 104 adet 4000 m ankraj uygulaması yapılmıştır.

Bununla birlikte sağ ve sol sahildeki gerçek deformasyon değerleri kurulan ölçüm aletleri yardımlarıyla kazı esnasında ve yapılacak ön germeli ankrajlar sonrasında ölçülmesine karar verilmiştir.

6 SONUÇLAR

- Barajın geometrisinin belirlenmesinde, baraj yerindeki jeolojik durum, topoğrafya, baraj aksındaki vadi şekli, süreksizlikler ve kaya parametreleri çok önemlidir.

- Kemer barajlar yükleri, büyük oranda kemerlenme etkisi ile vadi tabanında ana kayaya ileterek taşır. Bu nedenle bu tip barajlarda yamaç geometrisi ve jeolojik birimin özellikleri büyük önem taşımaktadır.

- Baraj gövdesi Üst Kretase yaşlı ofiyolitik melanj içerisinde yer alan allokton kireçtaşı birimi üzerinde inşa edilmiştir. Tabanda dere içerisinde yaklaşık 4-5 m kalınlığındaki alüvyon kaldırılmış ve ana kaya olan kireçtaşındaki da 8 m kazı yapılmıştır.

- Gövde tasarımı, uygulamada gövde kazısına başladıktan sonra karşılaşılan duruma göre yenilenmiştir. Bu kapsamda ilave sondaj, yerinde ve laboratuvar deneyleri yapılmıştır.

- Sol ve sağ sahilde yer alan süreksizlikler benzer özelliklere ve yönelimlere sahip olmakla birlikte hareket mekanizmaları farklı ve birbirlerinden bağımsız olacağı için ayrı ayrı ele alınmış ve başlıca 6 ana eklem seti tespit edilmiştir.

- Süreksizliklerin pürüzlülüğü ve hareket mekanizması tespit edilerek JRC (pürüzlülük katsayısı) değeri hesaplanmıştır.

- Baraj kazısı esnasında sağ sahilde 700 m kotunda toplam 10 adet, sol sahilde 3 adet araştırma sondajı açılmış, ayrıca daha önce açılmış olan SK 313 numaralı kuyuya ait veriler kullanılmıştır.

- Sağ sahilde GR3, GR4, sol sahilde GL2 ve GL4 enjeksiyon galerilerinde plaka yükleme deneyleri yapılmıştır. Buna göre; GL2 galerisinde 12,5-20,7 GPa, GL4 galerisinde 14,1 GPa, GR3 galerisinde 10,8-16,4 GPa ve GR4 galerisinde 17,4 GPa değerleri elde edilmiştir. Bu değerlere göre, sağ sahil için ortalama 19,7 GPa ve sol sahil için ortalama 13,3 GPa değeri kullanılmıştır.

- Laboratuvarında tek eksenli ve üç eksenli basınç dayanımı, Brazilian indirekt çekme deneyleri ile pürüzlülüğe yönelik olarak kesme kutusu deneyleri yapılmıştır. Kayanın tek eksenli basınç mukavemeti sağ sahilde ortalama 126,5MPa, sol sahilde ortalama 76 MPa, kohezyon değeri 10,4 MPa ve çekme mukavemeti 9,4 MPa olarak elde edilmiştir.

- Duraylılık analizleri için “*kbSlope*” adlı program kullanılmıştır. Modelleme çalışmalarında ana eklem setlerine ve jeolojik özelliklere bağlı temsilci bloklar tanımlanarak çalışmalar sol ve sağ yamaç için ayrı ayrı yapılmıştır.

- Sol sahilde 1 adeti membada ve 5 adeti mansapta olmak üzere başlıca 6 adet blok tanımlanmış ve tamamı için hesaplamalar yapılmıştır.

- Sağ sahilde 20 adet blok tanımlanmış ancak hareket etme ihtimali olan 15 blok için hesaplamalar yapılmıştır.

- Arazi ve laboratuvar çalışmaları sonucunda elde edilen bütün veriler değerlendirilmiş ve yukarıda özeti verilen duraylılık çalışmaları sonucunda ankrajsız ve ankrajlı olarak emniyet katsayıları elde edilmiştir. Hesaplamalarda sağlam kaya için; $E = 70 \text{ GPa}$, $\phi = 58^\circ$, $c = 6 \text{ MPa}$ ve $\sigma_c = 100 \text{ MPa}$ değerleri elde edilmiştir. Ancak $EK = 4$ alınarak analizlerde; $E = 17 \text{ GPa}$, $\phi = 45^\circ$, $c = 1,5 \text{ MPa}$ ve $\sigma_c = 25 \text{ MPa}$ değerleri, süreksizlikler için ise; $\phi = 37^\circ$ ve $c = 0,2 \text{ MPa}$ değerleri kullanılmıştır. Bu değerlere göre emniyet katsayılarının, birçok blok için birden küçük ve bire yakın çıktığı hesaplanmıştır. Buna göre, kazıya paralel olarak ankrajlar ile desteklemenin yapılması gerektiği sonucuna varılmıştır.

- Sağ sahilde 86 adet, sol sahilde 30 adet olmak üzere 116 adet toplam 4191 m ankraj yapılmasına karar verilmiştir. Uygulamada ise bunlardan bazıları iptal edilmiş, 104 adet 4000 m ankraj uygulaması yapılmıştır.

KAYNAKLAR

- Barton, N, 1973, Review of a new shear strength criterion for rock joints, Engineering Geology, 7, 287-332.
Goodman, R.E. and Shi, G., 1985, *Block theory and its application to rock engineering*, Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall, p. 338.
Verbundplan, 2004a, Baraj Yapısal Analizi Raporu (E/E/VP/08/RS/0001), Ankara.
Verbundplan, 2004b, Baraj Yamaç Stabilitesi -Jeolojik ve Jeoteknik Araştırma Raporu (E/E/VP/08/RS/0004), Ankara.

- Verbundplan, 2004c, Baraj Mesnet Stabilitesi, Jeolojik-Jeoteknik Bulgular, Kazı-Kaya Destek Raporu (E/E/VP/08/RS/0005), Ankara.
- Koçbay, A., 2006. Jeoteknik Koşulların Tünel delme Makinesi (TBM) Performansına Etkisi, Mühendislik jeolojisinde Çağdaş uygulamalar Sempozyumu, Denizli.
- ISRM, 2007, The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974-2006.

Ermenek Barajı ve HES projesinde gövde-yamaç duraylılığı için yapılan jeoteknik çalışmalar

Geotechnical studies conducted for dam-abutment stability of the Ermenek Dam and HEPP project

A. Koçbay& K. Karakuş

DSİ Genel Müdürlüğü Jeoteknik Hizmetler ve YAS Dairesi Başkanlığı, Ankara

ÖZET: Barajların geometrisinin belirlenmesinde; baraj yerindeki jeolojik durum, topoğrafya, baraj eksenindeki vadi şekli, süreksizlikler ve kaya özellikleri çok önemlidir. Beton barajlar, tasarım yüklerine karşı denge durumlarını geometrileri, ağırlıkları ve malzeme dayanımları ile sağlayan barajlar olup, ağırlık ve kemer tipi olmak üzere iki gruba ayrılırlar. Kemer barajlar silindirik veya çift eğrilikli olarak tasarlanırlar. Kemer barajlar yükleri, büyük ölçüde, kemerlenme etkisi ile vadi tabanında anakaya ile taşırlar. Bu nedenle bu tip barajlarda yamaç geometrisi ve jeolojik birimin özellikleri büyük önem taşımaktadır. Bu çalışmada, çift eğrilikli kemer beton baraj tipinde inşa edilen ve Türkiye'nin ikinci en yüksek barajı olan Ermenek Barajı'nda, gövde duraylılığı ile ilgili olarak yapılan jeolojik, jeoteknik çalışmalar ele alınmıştır. Baraj gövdesi, Üst Kretase yaşlı ofiyolitik melanj içerisinde yer alan allokton kireçtaşı birimi üzerinde inşa edilmiştir. Tabanda dere içerisinde yaklaşık 4-5 m kalınlığındaki alüvyon kaldırılmış ve ana kaya olan kireçtaşı da 8 m kazı yapılmıştır. Kireçtaşları; kırıklı, çatlaklı ve yer yer karstik özelliktedir. Allokton özelliğinden dolayı yerleşim sırasında çok farklı basınç etkisinde kalmış olup, çok farklı yönlerde ve büyüklüklerde süreksizlikler meydana gelmiştir. Ermenek baraj yerinde inşaat çalışmalarına başlandığı dönemde proje firması tarafından ayrıntılı "Nihai Gövde Tasarımı" yapılmıştır. Bu tasarımda; baraj genel planı, şev kazıları, ana kayanın jeolojik- jeoteknik özellikleri ile şev temas ve sınır koşulları çalışılmıştır. Uygulama sırasında kireçtaşlarında yapılan şev kazılarıyla birlikte karşılaşılan jeolojik duruma bağlı olarak, bu tasarımın ve özellikle şev duraylılık analizlerinin kontrol edilmesi ve yenilenmesine gerek duyulmuştur. Bu kapsamda proje firması tarafından sondaj, yerinde deneyler ve laboratuvar deneylerini kapsayan ilave bir jeoteknik çalışma yapılarak baraj yamaç duraylılığı için tasarım raporu hazırlanmış, İdare ile birlikte rapora son şekli verilmiştir. Yapılan duraylılık analizlerinde "kbslope" programı kullanılmış olup ankrajlı ve ankrajlı durum için güvenlik katsayıları hesaplanmıştır. Bu katsayıların ankrajlı durumda çoğunlukla sınır değer olarak kabul edilen 1.3'ten küçük çıktığı hesaplanmıştır. Elde edilen verilere bağlı olarak öngermeli ankrajların uygulanmasına karar verilmiştir.

ABSTRACT: In determining the dam geometry, geological conditions at a dam site, topography, valley pattern at dam axis, discontinuities and rock parameters are extremely important. Concrete dams are the dams that provide their balances against design loads by their geometries, gravities and material strength and are divided in two groups as gravity and arch type. Arch dams are being designed as cylindrical or double curved. With these substantial arching effects, in the valley plain, arch dams transfer the loads to the foundation rock. For this reason, in such type of dams, slope geometry and geological characteristic of the units have prime importance. In this study, geological and geotechnical studies performed related with the slope stability of the Ermenek Dam, which is the second highest dam of Turkey constructed as double curved concrete arch dam type, were taken into consideration. The dam body was constructed on allochthonous limestone taking place in Upper Cretaceous old ophiolitic mélange. From the basement of the creek, an alluvium unit with a thickness of approximately 4-5 m was removed with additional 8 m rock excavation for the dam foundation. Depending on its allochthonous characteristics, dam was affected by many various pressures and there occurred discontinuities at many different directions and in dimensions. At the period which the construction studies of the Ermenek Dam had been initiated, a detailed "Final Dam Body Design" was performed by the project company. In this design, the general layout of the dam, slope excavations, geological and geotechnical properties of the main rock, slope contact and boundary conditions were investigated. During the execution phase, depending on the geological condition confronted with slope excavations in the limestones, the necessity of controlling and reviewing the slope stability analyze had arisen. Within this frame, by carrying out some additional geotechnical studies, which covered the field and laboratory studies and boreholes, dam slope stability detailed design report was prepared by the project company. The program "kbslope" was used in the stability analyses and the safety factor in the situations with and without anchors were calculated. Based on the values of safety factors generally calculated less than the limit value of 1.3 it was decided to apply pre-stressing anchorages to improve the wedge stability during excavation.

1 GİRİŞ

Ermenek Barajı gövde tasarımı ile ilgili olarak öncelikle E/E/VP/08/RS/0001-Baraj Yapısal Analizi Raporu hazırlanmıştır (Verbundplan, 2004a). Bu rapor kapsamında barajın genel planı, şev kazıları ve geometrisi, sınır koşulları, ana kaya ve betona ait malzeme parametreleri vb yer tanımlanarak modelleme çalışmaları yapılmıştır.

Uygulamada gövde kazısına başladıktan sonra ise arazide nehir seviyesinden (505 m kotu) gövde üst kotuna (700 kotu) kadar yapılan yeni jeolojik gözlemlere, yamaçlardaki enjeksiyon galerilerinden, ilave karotlu sondaj kuyularından ve plaka yüklenme deneylerinden elde edilen verilere göre, kazı-duraylılık analizleri tekrar yapılmıştır. E/E/VP/08/RS/0004 no.lu Baraj Mesnet Stabilitesi -Jeolojik ve Jeoteknik İncelemeler Raporu hazırlanmıştır (Verbundplan, 2004b).

Bu rapordaki veriler ve yapılan sondajlar ile deneylerden elde edilen son veriler kullanılarak ise yamaçlarda uygulanacak destek sistemlerine esas bilgilerin yer aldığı E/E/VP/08/RS/0005 no.lu Baraj Mesnet Stabilitesi-Jeolojik ve Jeoteknik Bulgular Kazı-Kaya Destek Raporu hazırlanmıştır (Verbundplan, 2004c). Bu çalışmada, yukarıda numaraları verilen raporlar kapsamında yapılan çalışmalar kısaca verilmeye çalışılmıştır.

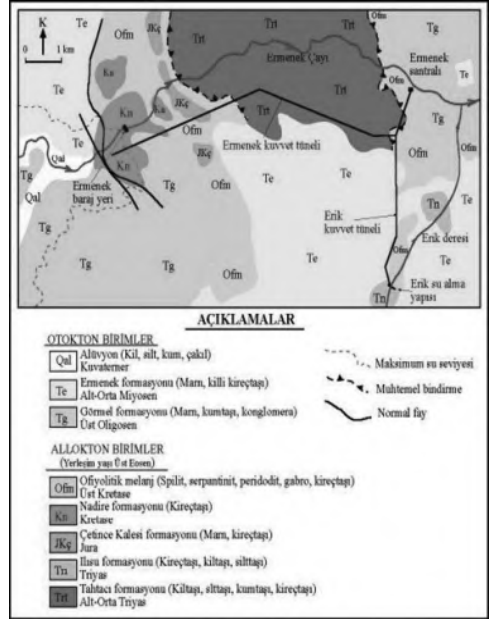
2 JEOLOJİK VE JEOTEKNİK ÇALIŞMALAR

İnceleme alanında yaşıdan gence doğru kıltaşı, silttaşı, kumtaşı ve kireçtaşıdan oluşan Alt-Orta Triyas yaşlı Tahtacı formasyonu, kireçtaşı, kıltaşı ve silttaşıdan oluşan Triyas yaşlı İlisu formasyonu, marn ve kireçtaşıdan oluşan Jura yaşlı Çetince Kalesi formasyonu, kireçtaşıdan oluşan Kretase yaşlı Nadire formasyonu, split, serpantin, radyolarit ve kireçtaşı bloklarından oluşan Üst Kretase yaşlı ofiyolitik melanj, marn, kumtaşı ve konglomeradan oluşan Üst Oligosen yaşlı Görmel formasyonu, marn ve killi kireçtaşıdan oluşan Alt-Orta Miyosen yaşlı Ermenek formasyonu ve Kuvaterner yaşlı yamaç molozu ile alüvyon yer almaktadır (Koçbay, 2006)(Şekil 1).

2.1. Eklem setleri

Sol ve sağ sahilde yer alan süreksizlikler benzer özelliklere ve yönelimlere sahip olmakla birlikte hareket mekanizmaları farklı ve birbirlerinden bağımsız olacağı için ayrı ayrı ele alınmışlardır.

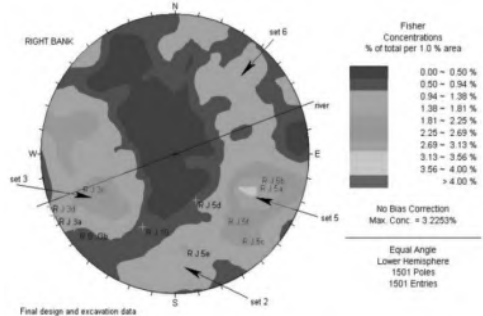
Nihai tasarım raporunda tanımlanan eklem setleri Çizelge 1 ve Şekil 2’de verilmiştir. Başlıca 6 ana eklem seti tespit edilmiştir (Çizelge 1 ve Şekil 2). Ancak bunlardan 1, 4 ve 5 çok benzer bir yönelime sahip olduğu için tek set olarak değerlendirilmiştir.



Şekil 1. Ermenek barajı proje yerleşimi ve bölgenin jeoloji haritası (Koçbay, 2006)

Çizelge 1: Nihai tasarıma göre önemli eklem setleri

Eklem seti no	Dalım yönü (°)	Dalım açısı (°)
2	343	80
3	55	70
1-4-5	314	60
6	187	54



Şekil 2. Sol ve sağ yamaçların süreksizlik yönelimi ve blok modelinde kullanılan ana eklemler

Ayrıca jeolojik modeli daha iyi tanımlayabilmek için planlama aşamasında açılan galeriler ile uygulama aşamasında açılmış galeriler, sondajlar ve yapılan yüzey kazılarında elde edilen veriler

de kullanılmıştır. Sağ ve sol sahilde elde edilen başlıca süreksizliklerin numaraları, dalım yönleri, dalım açıları, sürtünme açıları ile yerleri Çizelge 2 ve Çizelge 3’de verilmiştir.

Çizelge 2. Stabilitate hesaplarında blok model için kullanılan sol sahil ana eklemleri

Eklem sistemi	Blok model için eklem numarası	Dalım yönü [°]	Dalım açısı [°]	Sürtünme açısı [°]	Doğada Gözlenen				
					y	x	z	Yer	Galeri no
J2	L-J 2a	345	85	35	497165	4048828	665	D/S	G5
J2	L-J 2b	345	88	35	497169	4048810	665	D/S	G5
J3	L-J 3a	80	90	35	497169	4048830	665	D/S	GL2, G5
J3	L-J 3b	75	90	35	497142	4048818	665	D/S	G5
J3	L-J 3c	70	90	35	497120	4048788	630	U/S	G3
J6	L-J 6	220	80	35	497176	4048821	630	D/S	G3
	L-J 7	220	45	35	497179	4048823	630	D/S	G3
	L-J 8	205	88	35	497164	4048854	630	D/S	GL 2,3,4
	L-J 9	34	70	35	497103	4048782	630	U/S	G3

Çizelge 3. Stabilitate hesaplarında blok model için kullanılan sağ sahil ana eklemleri

Eklem sistemi	Blok model için eklem numarası	Dalım yönü [°]	Dalım açısı [°]	Sürtünme açısı [°]	Doğada Gözlenen				
					y	x	z	Yer	Galeri no
J 3.2	R-J 3a	64	90	35	497182	4048756	630	D/S	G2
J 3.2	R-J 3b	55	85	35	497191	4048764	630	D/S	G2
J 3.2	R-J 3c	70	70	35	497119	4048723	630	U/S	G2
J 3.2	R-J 3d	68	90	35	497207	4048775	565	D/S	G4
	R-J 5a	285	65	35	497200	4048738	700	D/S	700 m
	R-J 5b	285	70	35	497174	4048727	700	D/S	700 m
J 2 (1)	R-J 5c	320	75	35	497195	4048742	700	D/S	700
J 5 2 (2)	R-J 5d	335	40	35	497199	4048731	565	D/S	G4
	R-J 5e	354	68	35	497182	4048756	630	D/S	G2
J 2 (1)	R-J 5f	320	60	35	497138	4048740	630	U/S	G2
	R-J 5g	320	80	35	497167	4048712	630	D/S U/S	G2 700 m
J 5 2 (1)	R-J 5h	340	40	35	497164	4049752	640	D/S U/S	Vadi
	R-J 10	25	60	35	497135	4048731	630	U/S	G2 700

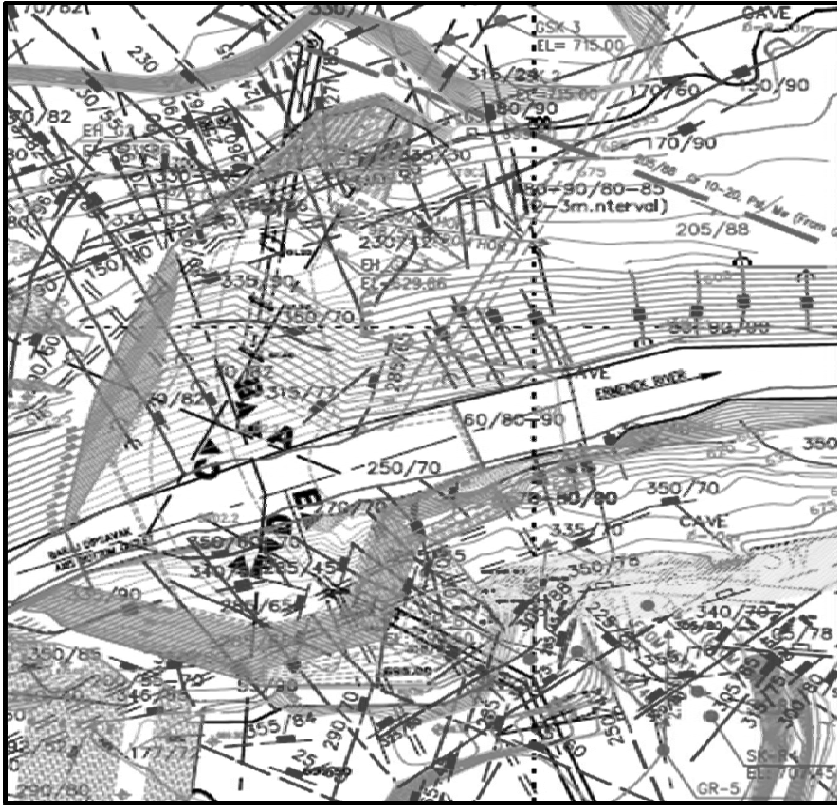
Süreksizliklerin pürüzlülüğü, hareket mekanizması bakımından önemlidir. Süreksizliklerin kesme mukavemeti oranını ve normal gerilme değerini hesaplamak için Barton (1973) ve ISRM (2007) kullanılmış olup bunun için arazide JRC (pürüzlülük katsayısı) değerleri belirlenmiştir.

2.2. Sondaj Çalışmaları

Baraj kazısı esnasında sağ sahilde 700 m kotunda toplam 10 adet araştırma sondajı açılmıştır (Şekil 3 ve Çizelge 4). Bunlardan eğimli açılan özellikle SKR 1, SKR 2 VE SKR 3 en yoğun ve riskli eklem seti olan 320/80 (R-J 5c, R-J5f ve RJ5g) ile derinlerde olan ilişkiyi ortaya koyması bakımından önemli olmuştur. Ayrıca, daha önce açılmış olan SK 313 (derinlik 482 m) numaralı kuyuya ait verilerde kullanılmıştır.

Çizelge 4. Sağ sahilde açılan sondajların listesi

Sondaj Kuyu No	Yön (°)	Eğim (°)	Derinlik (m)
SKR 1	135	80	62,5
SKR 2	135	45	62,5
SKR 3	315	83	75,0
SKR 4	000	90	66,0
SKR 5	002	57	42,25
SKR 6	007	65	42,50
SKR 7	097	45	52,5
SKR 8	093	20	36,0
SKR 9	073	28	27,5
SKR 10	000	90	56,5



Şekil 3. Sondaj yerlerini gösteren harita

Sol sahilde ise 700-715 m kotundan GSK 1, GSK 2 ve GSK 3 no.lu kuyular ile GL 2 numaralı galeriden baraj temel altına doğru 3 adet kuyu açılmış ve süreksizliklerin devamlılıkları kontrol edilmiştir.

2.3. Arazi Deneyleri

Baraj yerinde nihai tasarım aşamasında açılmış olan galerilerde plaka yükleme deneyleri yapılmıştır. Bu çalışmalarda elde edilen veriler Çizelge 5 de verilmiştir. Elde edilen değerler kaya kütlelerinin genel olarak yüksek dayanımlı ve iyi kaliteli olduğunu göstermektedir. En küçük değer 7,14 GPa ile sağ sahilde vadiden 122 m içeride F2 fay zonuna yakın kesimde elde edilmiş olup normal olarak kabul edilmiştir.

Uygulama aşamasında da sağ sahilde GR3, GR4, sol sahilde GL2 ve GL4 enjeksiyon galerilerinde plaka yükleme deneyleri yapılmıştır.

Buna göre; GL2 galerisinde 12,5-20,7 GPa, GL4 galerisinde 14,1 GPa, GR3 galerisinde 10,8-16,4 GPa ve GR4 galerisinde 17,4 GPa değerleri elde edilmiştir. Bu değerlere göre, sağ sahil için ortalama 19,7 GPa ve sol sahil için ortalama 13,3 GPa değeri alınmıştır.

Süreksizlikler üzerinde yapılan pürüzlülük ölçümlerinden bazıları örnek olarak Çizelge 6'da verilmiştir.

2.4. Laboratuvar Çalışmaları

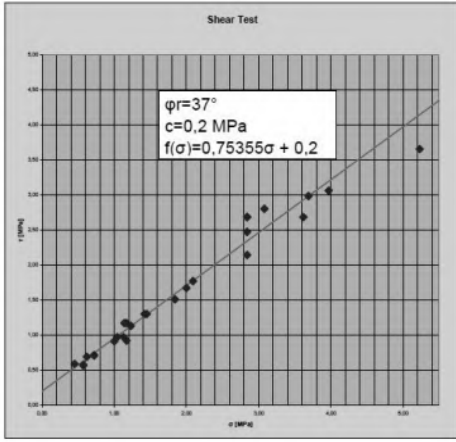
Sağ ve sol sahilde yapılan sondajlardan laboratuvar deneyleri için karot örnekleri alınmıştır. Bu örnekler üzerinde tek eksenli ve üç eksenli basınç dayanımı, Brazilian indirekt çekme deneyleri ile pürüzlülüğe yönelik olarak kesme kutusu deneyleri yapılmıştır (Şekil 4).

Çizelge 5. Yatay yönde ölçülen nihai tasarım plaka yükleme deney sonuçları

Yeri	Galeri no	Girişten mesafe (m)	Deformasyon modülü Γ (GPa)	Elastisite modülü (tanjant) Et (GPa)	Elastisite modülü (sekant) Es (GPa)
SAĞ SAHİL GALERİLERİ	G2	38,00	17,69	23,14	22,36
	G2	52,00	16,84	22,64	19,86
	G2	64,00	6,52	14,07	10,47
	G2	107,50	14,84	20,44	17,64
	G2	122,50	4,16	9,30	7,14
	G4	14,80	22,31	34,06	33,03
	G4	49,50	23,05	28,34	28,86
	G4	70,05	22,87	37,28	45,68
	Ortalama		16,03	23,66	23,13
SOL SAHİL GALERİLERİ	G3	33,00	11,19	18,91	17,14
	G3	42,75	11,28	19,83	13,10
	G3	59,50	19,01	28,51	19,82
	G5	20,40	10,51	19,14	18,32
	G5	46,00	18,49	26,25	27,01
	G5	67,00	10,13	24,93	22,34
	Ortalama		13,43	22,93	19,62

Çizelge 6. Sol ve sağ sahil süreksizlik pürüzlülüğü ölçümlerine örnekler

Sol sahil süreksizlik pürüzlülüğü JRC değerleri														
Süreksizlikler				JRC Derz Pürüzlülüğü Katsayısı										Ortalama
	Azimuth	Dip	İsim	10 cm	20 cm	30 cm	40 cm	50 cm	60 cm	70 cm	80 cm	90 cm	100 cm	JRC
L1	230	42		4	6	6	6	7	13	7	7	6	8	7
L2	340	40		7	8	12	15	12	8	6	6	6	4	8,4
L3	205	86	Lj 8	11	14	9	7	10	7	8	12	9	9	9,6
L4	220	88	Lj 6	10	18	15	15	20	13	14	16	14	18	15,3
L5	300	75		9	8	8	10	9	10	9	4	4	6	7,7
L6	345	85	Lj 2a	7	10	10	14	15	11	10	18	16	16	12,7
L7	215	70	F2	2	4	4	4	4	6	3	2	1	0	3
L8	340	83		9	7	8	6	7	16	18	18	8	9	10,6
L9	165	86		8	6	8	8	9	9	6	13	13	12	9,2
L10	230	55		10	7	6	8	6	6	3	4	3	5	5,8
Sağ sahil süreksizlik pürüzlülüğü JRC değerleri														
Süreksizlikler				JRC Derz Pürüzlülüğü Katsayısı										Ortalama
	Azimuth	Dip	İsim	10 cm	20 cm	30 cm	40 cm	50 cm	60 cm	70 cm	80 cm	90 cm	100 cm	JRC
R1	320	38		7	8	8	8	5	5	8	6	8	10	7,3
R2	354	68	Rj 5e	9	9	10	10	12	11	10	8	12	16	10,7
R3	285	30		8	4	3	3	7	7	4	4	11	10	6,1
R4	320	80	Rj 5g	14	8	11	9	10	9	6	7	6	12	9,2
R5	290	70	Rj 5b	20	13	12	12	18	15	6	7	8	10	12,1
R6	20	75			8	8	10	9	8	7	6	10		8,3
R7	105	85		6	6	5	6	8	11	8	15	17	12	9,4
R8	37	75		6	7	6	5	6	5	6	4	9	11	6,5
R9	305	86		7	7	12	10	4	5	8	8	8	10	7,9
R10	278	47		6	5	8	8	4	4	5	11	7	9	6,7



Şekil 4. Kesme kutusu deney sonuçlarının analizi

Lineer regresyonla, en yüksek korelasyon katsayısının $\phi = 37^\circ$ ve $c = 0,20 \text{ MPa}$ için elde edildiği belirlenmiştir.

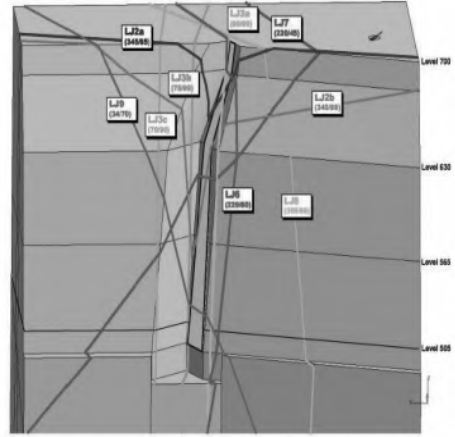
Kayanın tek eksenli basınç mukavemeti sağ sahilden alınan örneklerde ortalama 126,5MPa ve sağ sahilden alınan örneklerde ortalama 76 MPa, üç eksenli basınç dayanımı deneylerinden kohezyon değeri 10,4 MPa ve Brazilian indirekt çekme testlerinin sonuçlarına göre çekme mukavemeti 9,4 MPa olarak elde edilmiştir.

3 MODELLEME ÇALIŞMALARI

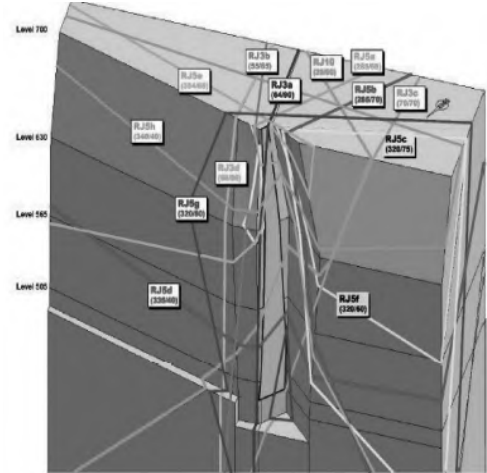
Baraj yamaç duraylılığı modelleme çalışmalarında temsilci eklem setleri kullanılmıştır. Bu eklem setleri çok detaylı olarak incelenmiş ve elde edilen veriler ile baraj yapısal analiz raporunda (E/E/VP/08/RS/0001) öngörülen model karşılaştırılmıştır. Her iki çalışma arasında küçük farklılıklar olduğu tespit edilmiş ve nihai tasarımda buna göre küçük düzeltme ve düzenlemeler yapılmıştır. Jeolojik modele dayanarak temsilci bloklar tanımlanmış ve blokların stabilitesi sol ve sağ yamaç için ayrı ayrı araştırılmıştır.

Çalışma alanı 5. Derece deprem Bölgesinde yer almaktadır. Çalışmalar statik ve dinamik koşullar için yapılmıştır. Mevcut durumda yeraltı suyu seviyesi yaklaşık olarak nehir seviyesindedir. Dolayısıyla yapılacak kazı sırasında yeraltı suyu ile ilgili herhangi bir sorun beklenmektedir.

Aşağıda Şekil 5 ve Şekil 6'da, arazide yüzeyden, galerilerden ve sondajlardan ölçülen önemli süreksizlikler kullanılarak oluşturulan sağ ve sol sahil 3D sanal modelleri verilmiştir.



Şekil 5. Sol sahil 3D sanal jeolojik modeli



Şekil 6. Sağ sahil 3D sanal jeolojik modeli

Uygulaması sırasında ise jeolojik bulgular her kazı adımından sonra tekrar kontrol edilmiş ve mevcut jeolojik model ile karşılaştırılarak gerekmesi durumunda revizeler yapılmıştır. Kazının tamamlanmasından sonra ise sonuçta oluşan jeolojik modelin yardımı ile baraj duraylılık analizi, kaya deformasyon davranışı ve belirli eklem setleri ile yeniden hesaplanmıştır. Buna bağlı olarak, gövde ankaya kontağında yapılacak enjeksiyon ve drenaj delgileri ile barajın belirli bölümlerine yerleştirilecek olan ölçüm aletlerinin yerleri ve pozisyonları belirlenmiştir.

4 ŞEV DURAYLILIĞI

Baraj yeri için yapılan şev duraylılığı analizlerinde yukarıda özetleri verilen arazi ve laboratuvar çalışmaları yapılarak çok sayıda ve değişik içerikte veriler elde edilmiştir. Bu veriler kullanılarak öncelikle doğal durum için, daha sonra bu çalışmada detayları verilen kazı sırası ve sonrası durum için ve son olarak inşaat sonrası su tutulmasıyla beraber oluşacak reaksiyon kuvvetleri için şev duraylılık analizleri yapılmıştır.

Stabilite analizleri blok teorisine dayanmaktadır (Goodman ve Shi, 1985). Blok teorisinin temel kavramı, kaya kütlelerini bir süreksizlikler ağı ile farklı bloklara bölmektir. Modelde bloklar için üç farklı kategoriye ayrılmıştır.

Kategori I; desteksiz olarak dengesizdir.

Kategori II; hareket edebilecek potansiyel kamalardır, fakat sürtünme direnci kayma yüzeyinde yeterli olduğunda duraylıdır.

Kategori III; yüzeyinde sürtünme olmaksızın bile duraylı kalma eğilimindedir.

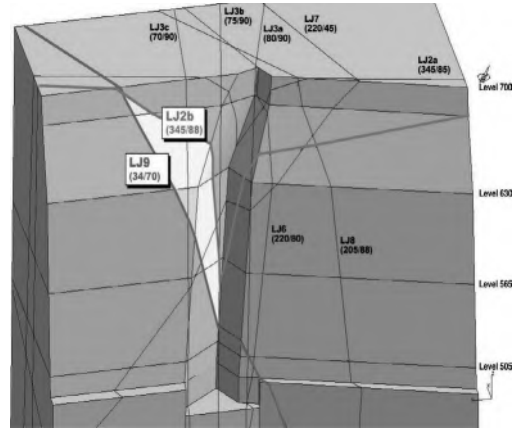
Analizde hemen hareket edecek pozisyonadaki bloklar **kamalar** olarak belirtilir. Tanım olarak, bir kama sonlu, taşınabilir ve potansiyel olarak dengesizdir. Kamalar diğer blokların hareket etmesini önler. Sonlu bir blok, kazı ile ilgili olarak iç çatlama meydana gelmediği sürece hiçbir risk taşımaz. Blok teorisinin temel varsayımları ise aşağıda özetlenmiştir.

- Eklem yüzeyleri düzlemseldir,
- Eklem yüzeyleri blok boyunca uzanır,
- Analizlerde yeni hiçbir çatlama olacağı dikkate alınmaz, bütün bloklar tek parçadır,
- Eklem sistemleri tarafından tanımlanan bloklar serttir, blok deformasyonu ve bozulma dikkate alınmaz,
- Bloklar üzerinde etkili olan bütün kuvvetlerin, bağlı bloğun ağırlık merkezinde etkili olacağı düşünülür ve kuvvet momentleri dikkate alınmaz,
- Konik şekilli bloklar hareket etmez.

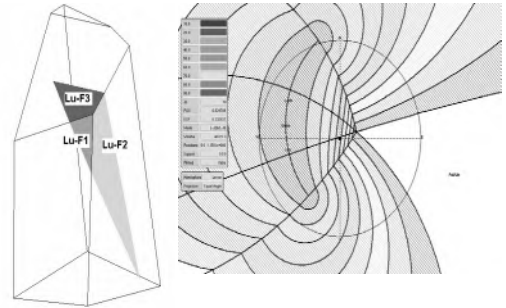
Modelde ve analizlerde vadinin sağ ve sol tarafları, Ermenek Nehrinin akış yönüne göre adlandırılmıştır. Bütün analizler, vadinin sağ ve sol tarafları için ayrı ayrı yapılmıştır. Ayrıca sahiller kendi içlerinde de nehrin memba (U/S) ve mansap (D/S) tarafları olarak ikiye bölünmüştür.

Duraylılık analizleri için **"kbSlope"** adlı program kullanılmıştır. **kbSlope**, kama analizleri için, PanTechnica firmasının PT Computational Workshop 1.0 versiyonunda modül olarak gömülü ticari bir programdır. Program, bir kazı yüzeyi için verilen bir eklem setinin bütün olası eklem

piramitlerini hesaplar. Her eklem piramidi için, blok tipi, onun kayma modu ve stabilitesi değerlendirilir. Blok üzerinde etkili olan bileşke kuvvetin pozisyonu gerekli sürtünme açısını ve ilgili kayma modunu belirtir. Eğer, hiçbir bir ek kuvvet dikkate alınmamışsa, bileşke kuvvet (sadece yerçekimi yükü altında) dairenin merkezinde çizilir.



Şekil 7. Süreksizlik düzlemleri ve sol sahil memba için potansiyel blok



Şekil 8. G1 bloğunun önden arkadan görünüşü ve stabilite çizimi

Mansap için başlıca 5 blok (G2, G3, G4, G5 ve G6) tanımlanmıştır (Şekil 9). Her blok için ayrı ayrı hesaplama yapılmıştır. Bu hesaplamanın tamamı Çizelge 7'de verilmiştir.

Kazı aşamasında; G1, G2, G3 ve G6 blokları için teorik stabilite gereksinimleri için kohezyon dikkate alınmadan temel varsayım olan $\phi=35^\circ$ 'yi aşmaktadır. Dolayısıyla bu blokların destekleme yapılmadığı taktirde hareket etme ihtimalleri olduğu belirlenmiştir.

7. BÖLÜM

7. CHAPTER

UYGULAMALI JEOLojİ VE JEOFİZİK UYGULAMALARI

APPLIED GEOLOGY AND GEOPHYSICAL APPLICATIONS

İstatistiksel yaklaşım kullanılarak bazı kayaç özelliklerinden kesme kuvvetinin belirlenmesi

Determination of cutting force from some properties of rock using statistical method

A. E. Dursun

Yüzüncü Yıl Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 65080, Zeve Kampüsü/VAN

M. K. Gökay

Selçuk Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 42075, Kampüs/KONYA

ÖZET: Mekanize kazı sistemlerinde kullanılacak makinelerin seçiminin kayaç özelliklerine uygun olarak yapılması bu tür makinelerin daha verimli çalışmasını sağlamaktadır. Eğer kazılacak formasyon ve şartlar uygunsa mekanize kazı ile çok verimli kazılar yapılabilmektedir. Kayaçların kesilebilirliğinde kayaçların dayanım, sertlik, kırılgenlik, aşındırıcılık, doku ve jeolojik yapısı gibi özelliklerinin etkili olduğu bilinmektedir. Bu nedenle bu çalışmada doğrusal kesme deneylerinden elde edilen kesme kuvveti ile kayaçların bazı özellikleri arasındaki ilişkiler araştırılmıştır. Bunun için Konya ve civarından temin edilen 24 çeşit farklı mermer, traverten ve tüflerden oluşan kayaçlar küçük boyutlu kesme deneylerine tabi tutulmuş ve kayaları kesmek için gerekli olan kesme kuvveti belirlenmiştir. Daha sonra kaya mekaniği deneyleri ile kayaçların tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı, Schmidt çekici sertliği ve P dalga hızı değerleri belirlenmiştir. Kesme ve kaya mekaniği deneyleri sonucu elde edilen veriler SPSS 15.0 istatistik programı ile ikili ve çoklu regresyon analizine tabi tutularak değerlendirilmiş ve çeşitli matematiksel eşitlikler istatistiksel yöntemler kullanılarak geliştirilmiştir.

ABSTRACT: Selection of excavation machines according to rock characteristics enables appropriate and efficient working of these machines. If formation and conditions are suitable, it can be excavated more efficiently by mechanized excavation. Rock properties that are known to influence rock cuttability are strength, hardness, brittleness, abrasivity, texture and geological structure. For this reason, in this study, relations between cutting force obtained from small-scale rock cutting tests and some rock properties were investigated. For this, small-scale rock cutting tests were performed on twenty-four rock samples including marble, travertine and tuff obtained from sites around Konya and cutting force which is required to cut volume of rock was determined. And then, rock mechanics tests were performed for determination of uniaxial compressive strength, Schmidt hammer rebound hardness, Brazilian tensile strength and P-wave velocity values of rocks. Data obtained from rock cutting and rock mechanics tests were evaluated using simple and multiple regression analyses with SPSS statistical software (Version 15.0) and various mathematical equations were developed using statistical methods.

1 GİRİŞ

Mekanize kazı, kayacı kazı makineleri ile çeşitli kesimler yardımıyla mekanik olarak kesip parçalama esasına dayanan bir kazı yöntemidir. Mevcut mekanize kazı makinelerinde kullanılan ileri teknoloji sayesinde mekanik kazıcılar çok aşındırıcı formasyonlar dışında hemen hemen tüm

formasyonlarda kazı yapabilecek tiplere sahiptir ve bu tiplerin geliştirilmesi konusunda özellikle son yıllarda önemli ilerlemeler sağlanmıştır. Teknolojik gelişmelere bağlı olarak yüksek yatırımlar gerektiren madencilik sektöründe, en uygun verimlilik düzeyini yakalamak ve işletme maliyetlerini düşürmek için hazırlık ve üretim gibi

her aşamada mekanize kazı kaçınılmaz olmaktadır. Bu görüş ışığı altında son yıllarda; metro kazıları, su tünelleri, demiryolu tünelleri, karayolu tünelleri, yeraltı depolama projelerinde tünel açma makinelerinin kullanımı; yeraltı kömür madenciliğinin hazırlık aşamasında kollu galeri açma makinelerinin, üretim aşamasında da tamburlu kesici-yükleyicilerin ve sürekli kazıcıların kullanımı artmaktadır. Bu artışa bağlı olarak mekanize kazı yöntemlerinin önemi de artmıştır. Kazıcı makine alacak firmaların alacakları makineleri kullanarak kazı yapacakları kayaç türlerini bilmeleri ve bu kayaçların özelliklerine göre kazıcı makine seçmeleri beklenir. Bu duruma özen göstermeyen şirketler, aldıkları kazıcı makineden yeterli verim sağlayamadıkları için firmalarının zarar etmesine neden olabirler.

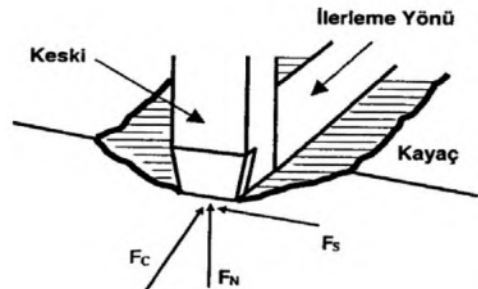
Bu nedenle mekanize kazı sistemlerinde kazı performansının güvenli bir şekilde kestirimi çok önemlidir. Kazı performansının kestirimi; teknik, ekonomik olarak uygulanabilirliğin ve kazı hızlarının kestirimi olarak tanımlanabilir ve kazı işlerinin ekonomikliğini hayati derecede etkilemektedir. Bu da mekanize kazı sistemlerinde kullanılacak makinenin seçiminin kayaç özelliklerine uygun olarak yapılmasını ve bu tür makinelerin verimli çalışmasını sağlamakta ve mekanize kazıyı diğer kazı sistemlerine göre daha avantajlı duruma getirmektedir. Makine, kazı yapılacak formasyonun özelliklerine göre seçilmez ve tasarlanamaz ise; birçok sorunlarla karşılaşılır hatta bazen kazı sisteminin değiştirilmesi gerekebilir. Bunun için kullanılacak makinelerin ve keskinin seçimi çok önemli olmakta ve işe başlamadan önce kesilecek formasyonun kazılabilirlik özelliklerinin belirlenmesi gerekmektedir. Bu amaçla laboratuvarında bir dizi deney yapılarak kayacın kazılabilirliği belirlenir ve uygun keski tipi belirlenerek makine seçimine geçiş yapılır.

Mekanize kazıda ekonomikliğin ve kapasiteyi belirleyen diğer önemli bir faktör ise formasyonla direk temas halinde olan keskinin performansıdır. Bu nedenle, mekanik kazı makinelerinin ve keskinin seçiminden önce, kayaçların kesilebilirlik özelliklerinin belirlenmesi gerekmektedir. Kazılacak formasyonun özelliklerine uygun makine ve keski seçildiği takdirde kazı için en uygun parametreler belirlenmiş olduğu için hem kayaç kazısı verimli bir şekilde yapılacak hem de harcanan enerji sarfiyatı önemli miktarlarda azalacaktır.

Mekanize kazı sistemlerinde kazı işlemi makine tarafından sağlanan itme ve dönme kuvvetlerinin

keskiler tarafından kayaca iletilmesi ile sağlanmaktadır. Bir kazı makinasında keskinin kayaca batmasıyla birlikte, kayaç içerisinde aşırı yüksek gerilmelerden dolayı keski ucu altında ezilmiş bir bölge oluşur. Bu gerilmeler ezilmiş bölgede basınç ve çekme çatlaklarının başlamasına ve kaya kütlesi içerisine doğru ilerlemesine neden olur. Ezilmiş bölgedeki gerilmeler çok yüksek olduğunda bir veya daha fazla sayıdaki çatlak bir diğer keskinin neden olduğu çatlakla doğru ilerler. Böylece keski etrafında bir rahatlama bölgesi oluşur (Pickering vd. 2006). Keski bu bölgedeki kayaç parçacıklarını ve kırıntıları yerinden çıkarır. Bu süreç boyunca keski üzerinde bir takım kuvvetler meydana gelir. Kazı bölgesinden çıkan kırıntıların boyutları bu kuvvetlerin büyüklüğünü belirler. Keskinin kayaca batmasıyla birlikte keski üzerinde rol oynayan kuvvetler yükselmeye başlar ve kırıntı yerinden koptuğu an hızlı bir şekilde en düşük değere düşer. Daha sonra, yeni bir kırıntı oluşuncaya kadar düzgün olarak yükselmeye devam eder. Eğer oluşan kırıntıların boyutları çok büyükse yüksek kuvvetler, çok küçükse de düşük kuvvetler harcanır (Ranman,1985).

Bu nedenle kayaç-keski etkileşimi kayaçların kesilebilirliğinde önemli rol oynamaktadır. Bir keski, kesme yaparken üç kuvvet bileşeninin etkisine uğrar. Bunlar; kesme doğrultusunda etkiyen kesme kuvveti (FC), kesme doğrultusuna dik yönde etkiyen normal kuvvet (FN), ve FC ile FN'in bulunduğu düzleme dik olarak etkiyen yanıl kuvvet (FS)'dir (Bilgin,1989). Yanıl kuvvet genellikle küçüktür. Küçük keski aralığı / kesme derinliği oranlarında yanıl kuvvet keskiyi yana doğru itecek şekilde gelişir. Normal kuvvet ise keskiyi istenilen derinlikte tutmak için gerekli itme kuvvetine karşılık gelir. Şekil 1'de keski kuvvet bileşenleri gösterilmiştir.



Şekil 1. Keskilere etkiyen kuvvetlerin bileşenleri (Tiryaki, 1994)

Bu üç kuvvetinde kazıcı makine seçiminde önemli olduğu ve seçilecek makinenin çeşitli

özelliklerinin belirlenmesi için kullanıldığı bilinmektedir. Bir kazı makinasından yüksek verim ve randıman elde edebilmek, kesici kafasının ihtiyacı olan gücü belirlemek ve optimum ilerleme hızlarını doğru tahmin edebilmek için bu kuvvetlerin kesin ve doğru bir şekilde hesaplanması gerekir. Böylece kaya birimine uygun bir kazı makinası seçimi de oldukça kolay olacaktır. Bu nedenle kazı işine başlamadan önce formasyonun kesilebilirlik özelliklerinin belirlenmesi gerekmektedir. Bunun için laboratuarda bir dizi deneyler yapılarak kayaçların kesilebilirlik özellikleri belirlenir ve uygun bir keski tipi belirlenerek makine seçimine geçilir. Kayaçların kesilebilirliğinin belirlenmesi için kesme kuvveti birincil önemli parametredir. Çünkü birim hacimdeki (1 m^3) kayacı kesmek için gerekli enerji olarak tanımlanan spesifik enerjinin (MJ/m^3 veya kWh/m^3) belirlenmesinde kesme kuvveti kullanıldığından kesilebilirliğin belirlenmesinde kesme kuvveti büyük önem taşımaktadır. Keski üzerinde rol oynayan kuvvetlerden kesme doğrultusunda etkiyen kesme kuvveti (FC) geçmişten günümüze kadar çeşitli araştırmacıların ortaya koyduğu kayaç kesme kuramlarıyla tahmin edilebilmektedir. Ayrıca, laboratuvarla doğrusal kesme setinde yürütülen yardımcı (etkileşimli) ve yardımcı (etkileşimsiz) kesme deneylerinden de belirlenmektedir. Bunun yanı sıra, ilerleyen teknolojiyle birlikte geliştirilen çeşitli bilgisayar programları veya sayısal yöntemler de kullanılmaktadır.

Kesme teorileri ile kesme kuvvetinin belirlenmesinde kayaç özellikleri, keski geometrisi ve çeşitli parametrelerin analitik işlevi olarak keski kuvvetlerinin tahmini için kullanılmıştır. Kama tip keski için kesme teorileri; Merchant (1945), Evans (1962), Nishimatsu (1972), Roxborough (1973) ve Göktan (1995) tarafından çeşitli eşitlikler geliştirilerek kesme kuvvetinin belirlenmesine çalışılmıştır.

Kesme kuvvetlerinin belirlenmesi için yapılan diğer çalışmalarda ise küçük ve tam boyutlu laboratuvar kayaç kesme setleri geliştirilmiştir. Bu deney setlerinin geliştirilmesi ile kesme teorilerindeki bazı yetersizlikler giderilmiş ve hem kayaçların birçok özelliği de kesme deneylerinde kullanılarak tahmin modelleri oluşturulmuştur. Bu deneylerle kesme kuvveti ölçülerek belirlenmektedir. Ayrıca, kayacın kazılabilirliği, kazı makinesinin performans tahmini, spesifik enerji değerleri, net ilerleme hızı da kolayca hesaplanabilmektedir.

Tam boyutlu kesme seti dünyada birkaç araştırma merkezinde bulunmaktadır. Bunlar

İstanbul Teknik Üniversitesi ve Colorado School of Mines'da bulunan deney setleridir. Çeşitli araştırmacılar bu deney setini kullanarak kayaçların kazılabilirlik özelliklerini belirlemişlerdir (Bilgin vd. 1997, Kel vd. 2001, Çopur vd. 2001, Balcı & Bilgin 2005, Balcı & Bilgin 2007, Tunçdemir 2002)

Küçük boyutlu deney seti ise ilk olarak McFeat-Smith & Fowell (1977, 1979) tarafından geliştirilmiştir ve daha sonra çeşitli araştırmacılar yaygın olarak bu deney setini kullanarak kayaçların kesilebilirliğini belirlemişlerdir (Bilgin 1982, Bilgin & Shariar 1988, Çomaklı, 2010, Dursun 2011a, b, Dursun 2012, Tiryaki & Dikmen 2006, Tumaç vd. 2007).

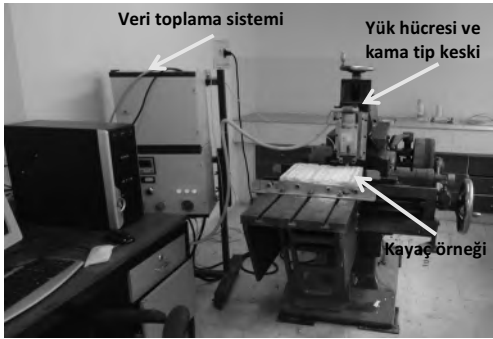
Ayrıca gelişen teknoloji sayesinde çeşitli modelleme programları kullanarak keski üzerine etkiyen kuvvetler tahmin edilmiştir. Bazı araştırmacılar tarafından bu programlar kullanılarak kesme mekanizması modellenmeye çalışılmıştır (Yılmaz vd. 2007, Su & Akçın 2009, Su 2010, Su & Akçın 2011, Huang vd. 1999, Lei & Kaitkay 2003, Bilgin vd. 2006).

Bu araştırmada ise küçük boyutlu kesme seti kullanılarak kama tip (chisel tip) bir keskiye gelen kesme kuvveti yük hücresi yardımıyla ölçülmüştür. Daha sonra üzerinde kesme deneyleri yapılan kayaçların tek eksenli basınç dayanımı, Brazilian çekme dayanımı, Schmidt çekici sertliği ve P dalga hızı ile kesme kuvveti arasındaki ilişki ikili ve çoklu regresyon analizine tabi tutularak istatistiksel olarak belirlenmeye çalışılmıştır.

2 KESME KUVVETİ VE BAZI KAYAÇ ÖZELLİKLERİNİN BELİRLENMESİ

2.1 Küçük boyutlu kesme deneyleri

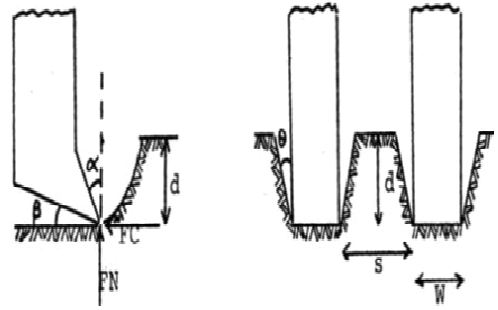
Bu çalışmada kesme deneylerinde kullanılan kesme deney seti McFeat-Smith & Fowell (1977, 1979) ve Bilgin & Shariar (1988) tarafından kullanılan makinenin bir benzeri olan planya tezgâhıdır. Bunun için Klopp marka 4 kW'lık bir elektrik motoruyla tahrik edilen 450 mm stroke boyuna sahip kaya kesme kafasının hareketi bir kayış kasnak mekanizması ile olan mekanik bir planya tezgâhı modifiye edilerek yük hücresi, AC tip motor hız kontrol cihazı, akım-gerilim dönüştürücü, enerji analizörü gibi bazı ekipmanlar monte edilmiş ve kesme deneylerinde kullanılmıştır (Şek. 2).



Şekil 2. Küçük boyutlu kesme deney seti

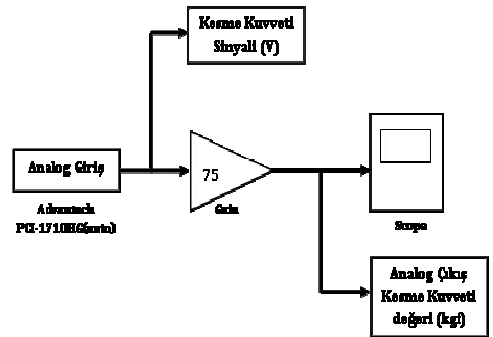
Kesme deneyleri Selçuk Üniversitesi Maden Mühendisliği bölümü laboratuvarında bulunan doğrusal kesme deney setinde gerçekleştirilmiştir. Bu doğrusal kesme deney seti fonksiyonel olarak üç ana kısımdan oluşmaktadır. Ana gövde, hareketli başlık ve hareketli iş tablası (Şek. 2). Kesme deneyleri esnasında 30x30x10 cm boyutundaki kayaç numunesi planyanın iş tablasına yerleştirilerek başlık kısmının git-gel hareketi ile kayaç numunesi üzerine oluk açmakta böylece kesme işlemi gerçekleştirilmektedir. Deneylerde planya makinesinin tablasına yerleştirilen kayaç numunesi aşağı-yukarı ve sağa-sola hareket ettirilerek kesme derinliği ve keski arası mesafe gibi parametrelerde kolayca ayarlanabilmektedir. Kesme deneylerinde kullanılan keski tungsten karbürden yapılmış kama tip (chisel tip) bir keskidir. Şekil 3'de kama tip bir keskiye ait tasarım parametreleri (keski geometrisi) verilmiştir. Keski geometrisinden de anlaşılacağı üzere her bir parametrenin kazı sırasında kazı performansını etkilediği bilinmektedir. Kesme deneyleri esnasında bazı kesme parametreleri belirlenerek bu değerler sabit tutulmuştur. Bu parametreler; kesme açısı (-5°), temizleme açısı (5°), kesme derinliği (2 mm), keski genişliği (12,7 mm), kesme hızı (~ 36 cm/sn), keski ucu tungsten karbid % 10 kobalt, keski arası mesafe yardımı ve veri toplama hızı 1000 Hz olarak belirlenmiştir.

Kesme deneylerinde keskiye kesme yönünde etkiyen kesme kuvvetini ölçmek için 750 kg kapasiteli platform tip bir yük hücresi kullanılmıştır. Bu yük hücresi planya makinesinin başlık kısmına özel bir bağlama sistemi ile monte edilmiştir. Kama tip keski ise bu yük hücresinin üzerine bir vidalama sistemi ve keski tutucu ile birlikte monte edilmiştir. Yük hücresinden kuvvetler kef cinsinden elde edilmektedir.



Şekil 3. Kama tip bir keskiye ait tasarım parametreleri (Bilgin, 1982)

Kuvvet okuması ise Matlab'ta hazırlanmış olduğumuz simülasyon programı yardımıyla Simulink blok diyagramları ile kayıt edilmektedir. Kesme kuvvetine ait Simulink blok diyagramı Şekil 4'de verilmiştir. Simulink devresinde ilk olarak verilen Matlab fonksiyonu geri besleme işaretini Analog giriş vasıtasıyla simulink ortamına almaktadır. İkinci Matlab fonksiyonu kontrol işaretini outfc programı vasıtasıyla simulinkten veri toplama kartına göndermektedir. Böylece kesme kuvveti sinyalleri bilgisayara kayıt edilerek hesaplamalar yapılmaktadır.



Şekil 4. Kesme kuvvetine ait Simulink blok şeması

Kesme deneyleri Konya ve civarındaki mevcut doğal taş ocaklarından temin edilen mermer, traverten ve tüf numunelerinden oluşan toplam 24 kayaç örneği üzerinde gerçekleştirilmiştir. Araziden blok veya düzensiz şekilde laboratuara getirilen kayaç numuneleri önce deneyler için istenilen şekil ve boyutlarda (karot veya blok şeklinde) hazırlanmış daha sonra denevlere tabi

tutulmuştur. İlk aşamada; kayaç bloklarından alınan karot örnekleri kullanılarak kayaçların fiziksel ve mekanik özellikleri belirlenmiştir. İkinci aşamada ise; yaklaşık 30x30x10 cm boyutlarında hazırlanan kayaç blokları üzerinde kazı mekaniği deneyleri yapılarak kesme kuvveti değerleri belirlenmiştir. Kesme kuvveti sonuçları Çizelge 1'de verilmiştir.

2.2 Kayaçların bazı özelliklerinin belirlenmesi

Selçuk Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü laboratuvarına getirilen 24 çeşit model kayaç örneğinin, tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme (Brazilian) dayanımı, Schmidt sertliği ve P dalga hızı değerleri kaya mekaniği deneyleri yapılarak belirlenmiştir. Blok veya düzensiz şeklinde getirilen kaya bloklarından karot alma makinesi ile silindirik 54 mm (NX) boyutunda her bir kayaç biriminden 20 adet karot örnekleri alınarak ISRM (2007) standartlarına göre deneyler yapılmıştır.

Bu çalışmada kayaçların tek eksenli basınç dayanımı değerlerini belirlemek için 24 kayaç örneğine ait her bir kayacı temsil eden 10 adet 54 mm (NX) çapında, L/D oranı 2,5-3,0 olan silindirik karot örnekleri hazırlanmıştır. Hazırlanan bu örnekler Selçuk Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü laboratuvarında bulunan 300 ton kapasiteli hidrolik pres kullanılarak tek eksenli basınç deneyine tabii tutulmuştur. Bu deneyler sırasında presin yükleme hızı olarak 2 kN/sn olarak seçilmiştir (ISRM, 2007). Kayaçların tek eksenli basınç dayanımı değerleri Çizelge 1'de verilmiştir.

Bu çalışmada kayaçların çekme dayanımı değerlerini belirlemek için dolaylı çekme (Brazilian) deney yöntemi kullanılmıştır. Her kaya için 10 adet yaklaşık kalınlığı 27-29 mm olacak şekilde numuneler hazırlanmıştır. Brazilian deneyleri tek eksenli basınç deneylerinin de yapıldığı hidrolik preste yapılmıştır. Hidrolik pres yükleme hızı olarak 0,2 kN/sn olarak seçilmiştir (ISRM, 2007). Kayaçların çekme dayanımı değerleri Çizelge 1'de verilmiştir.

Bu çalışmada kayaçların yüzey sertliğini belirlemek için L tipi dijital Schmidt çekici kullanılmıştır. Bu deneyde laboratuvara getirilen blok veya düzensiz şekilli 24 adet kayaç örneği üzerinde farklı noktalara 20 vuruş yapılmış ve en yüksek 10 değer in ortalaması alınarak kayaçların sertlikleri Schmidt çekici ile belirlenmiştir. Kayaçların Schmidt sertliği değerleri Çizelge 1'de verilmiştir.

Bu çalışmada kayaç numunelerinin P dalga hızı değerleri MATEST marka dijital göstergeli 55 kHz gönderici ve alıcıya (çevirgeç) sahip sonik test cihazıyla tespit edilmiştir. Sonik hız deneylerinde tek eksenli basınç deneyi için hazırlanmış 54 mm çapında yaklaşık 135-137 cm uzunluğunda her kaya tipi için 10'ar adet silindirik karot örnekleri kullanılmıştır. Deney esnasında geçirgenliği daha iyi sağlamak için jel kullanılmıştır. Kayaçların P dalga hızı değerleri Çizelge 1'de verilmiştir.

Çizelge 1. Kayaçların kesme kuvveti değerleri ile kaya mekaniği deney sonuçları

Kayaç Türleri	FC (N)	σ_c (MPa)	σ_t (MPa)	R _L	V _p (km/s)
Traverten 1	1118,38	18,56	1,75	47,78	4,03
Traverten 2	1015,38	27,55	2,94	45,63	4,16
Traverten 3	1471,19	30,69	2,96	53,30	4,70
Traverten 4	1422,68	32,23	3,74	61,67	5,22
Traverten 5	1508,98	25,95	2,86	52,71	4,88
Traverten 6	1251,10	28,11	3,01	49,16	5,38
Traverten 7	1385,63	14,82	2,96	48,05	4,57
Traverten 8	996,22	19,22	2,79	45,52	4,31
Traverten 9	1497,18	22,45	3,44	51,29	4,19
Traverten 10	1328,02	28,19	4,24	53,93	4,92
Traverten 11	1297,16	43,95	4,83	53,52	4,12
Bej Mermer 1	2146,90	71,98	6,51	70,14	6,58
Bej Mermer 2	1814,30	80,73	4,43	65,49	6,54
Bej Mermer 3	1991,31	56,16	6,04	69,63	5,98
Beyaz Mermer	1898,73	54,63	4,22	61,44	6,26
Pembe Mermer	1735,35	58,87	4,76	70,50	4,22
Siyah Mermer	1684,10	71,18	6,88	80,26	6,39
Tüf 1	664,14	19,67	1,96	47,75	2,63
Tüf 2	197,54	4,44	1,05	26,66	1,88
Tüf 3	228,33	7,86	1,39	27,27	2,17
Tüf 4	451,47	11,86	1,52	33,79	2,28
Tüf 5	309,47	11,23	1,59	28,59	2,23
Tüf 6	319,21	8,23	1,19	30,21	2,21
Tüf 7	266,81	9,35	1,78	25,95	2,29

FC: Ort. kesme kuvveti, σ_c : Tek eksenli basınç dayanımı, σ_t : Dolaylı çekme dayanımı, R_L: Schmidt çekici sertliği, V_p: P dalga hızı

3 KAYAÇ ÖZELLİKLERİ KULLANILARAK KESME KUVVETİ DEĞERLERİNİN İSTATİSTİKSEL YAKLAŞIM İLE TAHMİN EDİLMESİ

Bu çalışmada kayaç özellikleri kullanılarak kesme kuvvetinin tahmin edilmesine çalışılmıştır. Bunun için kayaçların tek eksenli basınç dayanımı (σ_c), dolaylı çekme dayanımı (σ_t), Schmidt sertliği (R_L) ve P dalga hızı (V_p) değerleri ile küçük boyutlu kesme deneyleri sonucu elde edilen kesme kuvveti (FC) değerleri SPSS 15.0 programı ile ikili ve çoklu regresyon analizlerine tabi tutularak istatistiksel olarak değerlendirilmiş ve kesme

kuvvetinin tahmini için matematiksel eşitlikler elde edilmiştir.

Bu çalışmada değişkenler arasındaki ilişki doğrusal regresyon analizi ile belirlenmiştir. Doğrusal regresyon analizinde parametre tahmini en küçük kareler tekniği kullanılarak yapılır. Basit doğrusal regresyon modeli birçok durum için elverişli olabilir ancak gerçek hayatta birçok modelin açıklanması için iki veya daha fazla açıklayıcı değişkene gerek duyulmaktadır. Birden çok açıklayıcı değişkenli modeller çoklu regresyon modeli olarak adlandırılmaktadır. İkili regresyonda ise biri bağımlı diğeri ise bağımsız değişken olmak üzere iki değer kullanılarak bir tahmin modeli oluşturulmaktadır (Kalaycı, 2005).

SPSS 15.0 programı ile ilk olarak tüm veriler için korelasyon matrisi oluşturulmuş değişkenler arasındaki ilişki korelasyon analizi ile belirlenmiştir (Çiz.2). Korelasyon analizi sonucunda korelasyon katsayılarına göre değişkenler arasında yüksek bir ilişki olduğu ($r > 0,70$) görülmüştür. FC değerleri ile sırasıyla σ_c , σ_t , R_L ve V_p değerleri arasında 0,840, 0,865, 0,934 ve 0,941 korelasyon katsayısı bulunmuştur.

Çizelge 2. Değişkenler arasındaki korelasyon katsayısı

	FC	σ_c	V_p	R_L	σ_t
FC	1	0,840	0,941	0,934	0,865
σ_c		1	0,841	0,896	0,898
V_p			1	0,894	0,847
R_L				1	0,918
σ_t					1

FC: Ort. Kesme Kuvveti, σ_c : Tek eksenli basınç dayanımı, σ_t : Dolaylı çekme dayanımı, R_L : Schmidt çekici sertliği, V_p : P dalga hızı

Daha sonra yapılan ikili ve çoklu regresyon analizi sonuçlarına göre 5 adet istatistiksel tahmin modeli oluşturulmuştur. Bu modeller aşağıda Eşitlik 1, 2, 3, 4 ve 5’de verilmiştir. Bu modellerin regresyon analizi özeti ise Çizelge 3’de verilmiştir.

$$\text{Model 1: FC} = 448,544 + 22,740.\sigma_c \quad (1)$$

$$\text{Model 2: FC} = 134,885 + 314,083.\sigma_t \quad (2)$$

$$\text{Model 3: FC} = 36,904.R_L - 678,461 \quad (3)$$

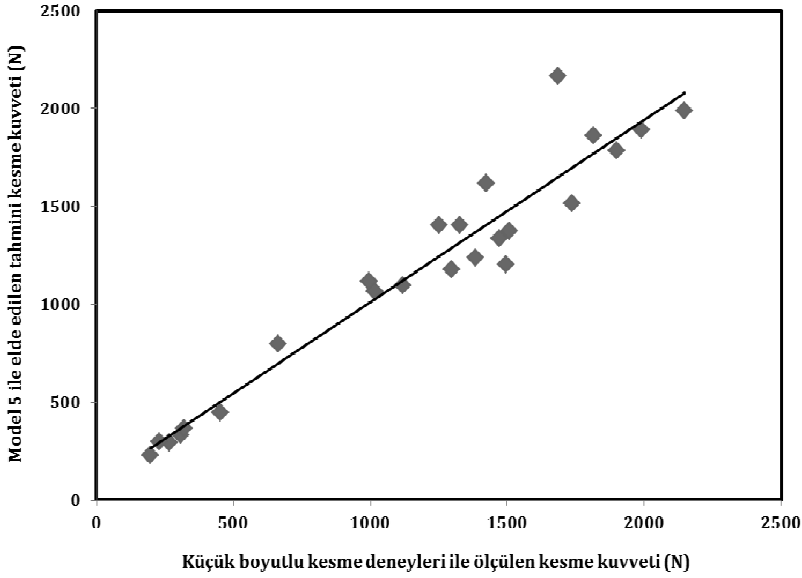
$$\text{Model 4: FC} = 374,129.V_p - 425,581 \quad (4)$$

$$\text{Model 5: FC} = 218,316.V_p + 20,856.R_L + 0,721.\sigma_t - 2,629.\sigma_c - 724,586 \quad (5)$$

Bu modellere göre kayaç özelliklerinin hepsinin kullanılarak oluşturulan 5. Model ($R^2 = 0,930$) en iyi model olarak belirlenmiştir. Bu modelin anlamlılığını gösteren F istatistiği ve bu değer anlamlılık düzeyini gösteren (Sig.) değeridir. Bu sig. (p) değeri $< 0,01$ olduğunda bu modelin anlamlı bir model olduğuna ulaşılır. Yani F değeri anlamlı bulundursa üzerinde çalışılan modelin tümüyle istatistiksel olarak anlamlı olduğu sonucu çıkmaktadır. Eğer bu değer (Sig.) 0,05’in üzerinde olsaydı ilişkinin anlamsız (rastlantısal) olduğu yorumu yapılacaktır. Diğer modellerde de aynı şekilde anlamlılık değerinin (Sig.) 0.000 çıkması yine bu modellerinde istatistiksel olarak anlamlı olduğunu göstermektedir (Çiz.3). Model 5 ile tahmin edilen kesme kuvveti ile küçük boyutlu kesme deneyleri sonucu elde edilen kesme kuvveti değerleri arasındaki ilişki ise Şekil 5’de gösterilmiştir. Böylelikle hem bu dört kayaç özelliğinin bir arada hem de ayrı ayrı kullanılarak oluşturulan modellerin kayaçları kesmek için gereken kesme kuvvetini tahmin etmede kullanılabileceği görülmüştür.

Çizelge 3. Regresyon analizi sonucu elde edilen modellerin SPSS çıktıları

Model	Değişkenler	R	R ²	Düzeltilmiş R ²	Std. Hata	Anlamlılık (Sig.) değeri
1	σ_c	0,840	0,705	0,692	338,790	0,000
2	σ_t	0,865	0,748	0,736	313,411	0,000
3	R_L	0,934	0,872	0,866	223,096	0,000
4	V_p	0,941	0,886	0,881	210,522	0,000
5	$\sigma_c, \sigma_t, R_L, V_p$	0,965	0,930	0,916	177,356	0,000



Şekil 5. Model 5 ile tahmin edilen kesme kuvveti değerleri ile ölçülen değerler arasındaki ilişki

4 SONUÇLAR ve TARTIŞMA

Kazı makinasının kesici kafasına monte edilen keski üzerinde rol oynayan kesme kuvvetleri kayacın kazılabilirliğinin belirlenmesinde en önemli etkenlerdir. Bu nedenle kesme kuvvetlerinin daha kolay, ucuz ve pratik yollarla ve kısa zamanda tahmin edilmesi gerekmektedir. Bu çalışmada kesme kuvvetlerini kayaç özelliklerinden tahmin etmek için bir araştırma yapılmıştır. Bunun için 24 çeşit kayaç örneğinin tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı, Schmidt çekici sertliği ve P dalga hızı değerleri ile küçük boyutlu kesme deneylerinden ölçülen kesme kuvveti SPSS 15.0 istatistik programı ile regresyon analizine tabi tutulmuş ve kesme kuvveti tahmin modelleri oluşturulmuştur. Regresyon analizleri sonucunda 5 farklı matematiksel eşitlik elde edilmiştir. Bu modellerin istatistiksel olarak anlamlı oldukları regresyon analizi sonucunda belirlenmiş ve kesme kuvveti tahmininde kullanılabileceği görülmüştür. Böylelikle kesilebilirliği direk olarak etkileyen bazı kayaç özelliklerinden kesme kuvvetinin kesme deneylerine ihtiyaç duyulmadan bu eşitlikler yardımıyla bulunabileceği görülmüştür. Çünkü kesme deneyleri pahalı, zaman alıcı,

yüksek laboratuvar koşulları gerektiren ve yüksek kalitede kayaç örneğine ihtiyaç duyan bir sistemdir. Bu nedenle uygulayıcı mühendislerin kolay, pratik ve kısa zamanda kesme kuvvetine ulaşacakları ve ona göre kazıcı makine seçiminde doğru karar verecekleri güvenilir ve hassas metotlara ihtiyaçları vardır. Bu çalışma ile bu tür zorluklar aşarak daha pratik ve ucuz bir kesme kuvveti tahmini sunulmak istenmiştir. Sonuç olarak istatistiksel olarak elde edilen tahmin modellerinin kayaçların kesilebilirliğinin belirlenmesinde önemli bir parametre olan kesme kuvvetinin kayaç özelliklerinden tahmin edilebileceği görülmüştür.

KAYNAKLAR

- Balcı, C., Bilgin N., 2005. Mekanize kazı makinelerinin seçiminde küçük ve tam boyutlu kazı deneylerinin karşılaştırılması. *İTÜ Dergisi/D Mühendislik*, 4, 3, 76-86.
- Balcı, C. and Bilgin, N., 2007. Correlative study of linear small and full-scale rock cutting tests to select mechanized excavation machines. *Int. J. of Rock Mech. and Min. Sci.*, 44 (3): 468-476.
- Bilgin, N., 1982. The cuttability of Evaporites. *Bulletin of the International Association of Engineering Geology*, 25, pp: 85-90.

- Bilgin, N., Shahriar, K., 1988. Madenlerde mekanize kazı için bir ölçme sisteminin geliştirilmesi ve Amasra Karbonifer Havzasına uygulanışı. Türkiye 6. Kömür Kongresi, 13-29.
- Bilgin, N. 1989. İnşaat ve Maden Mühendisleri İçin Uygulamalı Kazı Mekaniği Kitabı. Birsan Yayınevi, İstanbul. 192 s.
- Bilgin, N., Eşikaya, S., Balci, C. and Ergunalp, D., 1997. Full scale and small scale cutting tests for equipment selection in a celestite mine. Sixth Int. Mine Planning and Equipment Selection, eds. V. Strakos et al., Ostrava, Czech Republic, pp. 387-392.
- Bilgin, N., Demircin, M.A., Çopur, H., Balci, C., Tunçdemir, H. and Akçin, N.A., 2006. Dominant rock properties affecting the performance of conical picks and the comparison of some experimental and theoretical results. Int. J. of Rock Mech. And Min. Sci., 43 (1): 139-156.
- Çomaklı, R., 2010. Niğde ve Kayseri yöresindeki cevherlerin makine ile kazılabilirliklerinin belirlenmesi. Yüksek Lisans Tezi, Niğde Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Niğde, 105s.
- Copur, H., Tuncdemir, H., Bilgin, N., Dincer T., 2001. Specific energy as a criterion for use of rapid excavation system in Turkish mines. Trans Inst. Min Metal Section, A;110:A149.
- Dursun, A.E., Bilim, N., Çomaklı, R., Gökay, M.K., 2011a. Correlation of rock brittleness and specific energy obtained from linear rock cutting tests. Proceedings of the Twentieth International Symposium on Mine Planning and Equipment Selection MPES 2011, Almaty, Republic of Kazakhstan, 12–14 October, 835–848.
- Dursun A.E., Bilim, N., Gökay, M.K., 2011b. Doğrusal kesme deneylerinde spesifik enerjinin elektrikselsel yaklaşım ile belirlenmesi ve kayaç özellikleri ile ilişkilendirilmesi. X. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu Bildiriler Kitabı, 8–9 Aralık, 179–186.
- Dursun, A.E., 2012. Konya şehir merkezinin kuzeybatısında yer alan kireçtaşlarının kesilebilirliği. Doktora Tezi, Selçuk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Konya, 284 s.
- Evans, I., 1962. A theory of the basic mechanics of coal ploughing. Int. Symp. On Mining Research, Vol. 2, pp. 761-798.
- Göktan, R.M., 1995. Prediction of drag bit cutting force in hard rocks. Proc. of the 3rd Int. Symp. on Mine Mechanization Automation, Golden, Colorado, 1: 10-31/10-38.
- Huang, H., Detournay, E., and Bellier, B., 1999. Discrete element modeling of rock cutting. Proc. of the 37th US Rock Mech. Symp., eds. B. Amadei et al., Vail, Colorado, 1:123-130.
- ISRM, 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring. R. Ulusay; J.A. Hudson (Editors), Kozan Ofset Mat., Ankara, p. 156.
- Kalaycı, Ş. 2005. SPSS Uygulamalı çok değişkenli istatistik teknikleri. Asil Yayın Dağıtım Ltd.Şti. Ankara.
- Kel, K., Akcin, N., Tuncdemir, H. and Bilgin, B., 2001. Cuttability characteristics of high strength rocks for roadheader selection in Zonguldak Coalfield. 10th Int. Symp. on Mine Planning and Equipment Selection, New Delhi-India, Nov.19-21, R. K. Singhal, B.P. Singh (eds), pp. 789-795.
- Lei, S.T. and Kaitay, P., 2003. Distinct element modeling of rock cutting under hydrostatic pressure. Key Engineering, 250:110-117.
- McFeat-Smith, I., Fowell R.J., 1977. Correlation of rock properties and the cutting performance of tunneling machines. Proceedings of a Conference on Rock Engineering, CORE-UK, Conference organized jointly by the British Geotechnical Society and Department of Mining Engineering, The University of Newcastle upon Tyne, pp: 581-602.
- McFeat-Smith, I., Fowell R.J., 1979. The selection and application of Roadheaders for rock tunneling. Proc 4th Rapid Excavation and Tunneling Conference Atlanta, AIME, Newyork, pp. 261-279.
- Merchant, M. E., 1945. Basic mechanics of metal cutting process. J. App. Mech. Vol. 11, pp. A-168.
- Nishimatsu, Y., 1972. The mechanics of rock cutting. Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 9, pp. 261-270.
- Pickering, R. Smit, A. and Moxham, K., 2006. Mining by rock cutting in narrow reefs. Second International Platinum Conference 'Platinum Surges Ahead', Johannesburg, pp. 221-230.
- Ranman, K.E., 1985. A model describing rock cutting with conical picks. Rock Mech. And Rock Eng., 18 (2): 131-140.
- Roxborough, F.F., 1973. Cutting rock with picks. The Mining Engineer, June, pp.445-452.
- Su, O. and Akçin, N.A., 2009. Numerical simulation of rock cuttability. International Conference on Rock Joints and Jointed Rock Masses, (on CD), Tucson, Arizona, 6 p.
- Su, O., 2010. Kalem uçu kesicilerle kayaç kesme mekanizmasının üç boyutlu sayısal modellenmesi. Doktora Tezi, Zonguldak Karaelmas Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Zonguldak, 207 s.
- Su, O. and Akçin, N.A., 2011. Numerical simulation of rock cutting using discrete element method. Int. J. of Rock Mech. and Min. Sci., 48(3): 434-442.
- Tiryaki, B., 1994. Mekanik kazıcılarda kesici kafa dizaynının optimizasyonu. Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, 108s.
- Tiryaki, B. and Dikmen, Ç., 2006. Effects of rock properties on specific cutting energy in linear cutting of sandstones by picks. Rock Mech. Rock Engng. 39, (2), 89-120.
- Tumac, D., Bilgin, N., Feridunoglu, C., Ergin, C., 2007. Estimation of rock cuttability from Shore hardness and compressive strength properties. Rock Mech. and Rock Engng., 40, (5), 477-490.
- Tunçdemir, H., 2002. Kollu galeri açma makinelerinin veya benzeri makinelerin cevher kazısında kullanımlarının araştırılması. Doktora Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, İstanbul, 295s.
- Yılmaz, N.G., Yurdakul M., Goktan R.M., 2007. Prediction of radial bit cutting force in high-strength rocks using multiple linear regression analysis. Int J Rock Mech Min Sci ;44:962–970.

Kayaçların kırılabilirlik özellikleri ile kazılabilirlik parametreleri arasındaki ilişkilerin incelenmesi

Investigation on relationships between brittleness properties and cuttability parameters of rocks

S.Yaşar, A.O.Yılmaz, & M. Çapık

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Trabzon

ÖZET: Kırılabilirlik kayaçların önemli mekanik özelliklerindendir. Kırılabilirlik aynı zamanda kazı mekaniği açısından da önemli bir yer teşkil etmektedir. Kayaçlar kazı mekaniği açısından incelendiğinde iki tür kazı profiline sahiptirler; kırılabilir ve sünek profil. Kırılabilirliğin kesin bir tanımı yapılmamış olmasıyla birlikte genellikle kayaçların mekanik özellikleri yardımıyla bulunabilmektedir. Kırılabilirliğin mekanik dayanımlar yardımıyla bulunabilmesi için çeşitli kırılabilirlik indeksleri önerilmiştir. Ayrıca kırılabilirliğin deneysel olarak bulunabilmesi için NTNU tarafından geliştirilen kırılabilirlik (S_{20}) deneyi gibi darbe dayanımı deneyleri ortaya atılmıştır. Bu çalışmada 5 adet kayaç ve bir cevher örneğine tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı, kırılabilirlik (S_{20}), küçük boyutlu kazı ve CERCHAR aşındırıcılık indeksi deneyleri uygulanmıştır. Küçük boyutlu kazı deneyi sırasında elde edilen kesme kuvveti (FC), normal kuvvet (FN) ve spesifik enerji (SE) değerleri ile birlikte CERCHAR aşındırıcılık indeksi (CAI) değeri ile kırılabilirlik indeksleri ve kırılabilirlik (S_{20}) deneyi sonuçları karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak tek eksenli basınç dayanımı ve dolaylı çekme dayanımlarının çarpımı ile bulunan kırılabilirlik indeksi ile kazılabilirlik parametreleri arasında anlamlı ilişkilere ulaşılmıştır. Kırılabilirlik (S_{20}) deneyi ile kazılabilirlik parametreleri arasında anlamlı ilişkilere ulaşılamamıştır.

ABSTRACT: Brittleness is one of the most crucial properties of rocks. Also brittleness has a critical point in excavation mechanics. If rocks are investigated from the cutting mechanics' point of view, rocks are grouped in two types of cutting profiles. These are: brittle and ductile cutting profiles. Although there is no exact definition of brittleness, it could be found via mechanical strength parameters. A few index are suggested for determination of brittleness with mechanical strength values. Furthermore some impact strength tests are developed for assignment of brittleness like brittleness test which is developed by NTNU. In recent study some experiments are applied to five rock and an ore sample. These experiments are uniaxial compressive strength, indirect tensile strength, brittleness (S_{20}), small scale cutting test and CERCHAR abrasivity index tests. Cutting force (FC), normal force (FN) and specific energy (SE) values obtained from small scale cutting rig and CERCHAR abrasivity index (CAI) value are compared with brittleness index and brittleness (S_{20}) test. As a result, Fair relationships are found between cuttability parameters and brittleness index which is found by multiplication of compressive strength and tensile strength. However no significant relationships are found between brittleness (S_{20}) test and cuttability parameters.

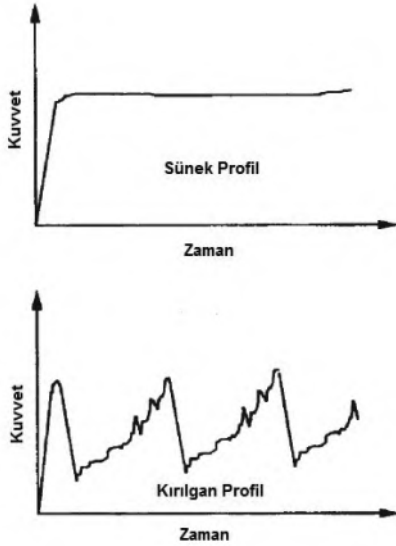
1 GİRİŞ

Kırılabilirlik kayaçların en önemli mekanik parametrelerinden birisidir. Kırılabilirlik farklı yükleme koşulları altındaki yenilme özellikleri ile ilgili malzeme özelliklerindendir (Çopur vd., 2003). Kırılabilirlikle ilgili genel kural daha kırılabilir kayacın daha küçük deformasyonda kırıldığıdır.

Aynı zamanda kırılabilirlik kazılabilirlik parametresi olarak da kullanılabilir.

Kayaçlar kazı profili açısından incelendiğinde ikiye ayrılır. Bunlar, kırılabilir ve sünek kazı profilleridir. Kazı profillerine ait kuvvet-zaman grafikleri incelendiğinde şu çıkarımlar yapılabilmektedir: Sünek kayaçların kazısında kuvvet belirli bir değere kadar yükselmekte ve küçük dalgalanmalarla birlikte o değerde sabit

kalmaktadır. Kırılğan kazı profilinde ise kuvvet belirli bir değere yükselip ardından düşmekte ve tekrar yükselip düşmektedir. Bu iniş çıkış döngüsü kazı bitimine kadar devam etmektedir. Bu döngü parça koparma (chipping) olayı sebebiyle gerçekleşmektedir. Şekil 1'de sünek ve kırılğan kazı profillerine ait örnek kuvvet zaman grafikleri görülmektedir.



Şekil 1. Sünek ve kırılğan kazı profillerinin örnek kuvvet-zaman grafikleri (Deketh, 1998).

Kırılğanlığın kesin bir tayin yöntemi olmamakla birlikte artan kırılğanlıkla kayaların şu özelliklere sahip oldukları bilinmektedir (Hucka ve Das, 1974):

- Düşük uzama değeri
- Çatlak yenilmesi
- Küçük tanelerin oluşumu
- Basınç dayanımının çekme dayanımına oranının yükselmesi
- Yüksek esneklik
- Yüksek içsel sürtünme açısı
- Batma sırasında çatlak oluşumu

Kırılğanlık tayini genellikle ampiriktir ve çoğunlukla tek eksenli basınç dayanımı ve çekme dayanımı değerlerinden yararlanılarak bulunur. Literatürde karşılaşılan bağıntılardan bazıları şu şekildedir (Hucka ve Das, 1974 ve Altındağ, 2002):

$$B_1 = \frac{\sigma_c}{\sigma_t} \quad (1)$$

$$B_2 = \frac{\sigma_c - \sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t} \quad (2)$$

$$B_3 = \frac{\sigma_c \times \sigma_t}{2} \quad (3)$$

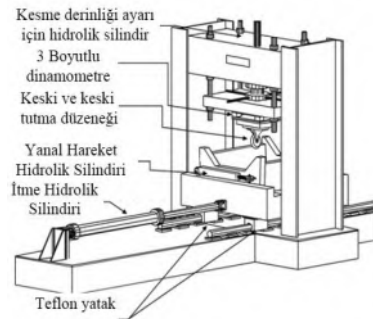
Burada; σ_c tek eksenli basınç dayanımı, σ_t çekme dayanımıdır. Kırılğanlığın ampirik yöntemler dışında deneysel olarak belirlenebilmesi amacı ile bir takım darbe dayanım deneyleri ortaya atılmıştır. Protodyakonov tarafından önerilen darbe dayanım deneyi bunlardan bir tanesidir (Protodyakonov, 1963). Bu deneyde kırılğanlık şu formül yardımı ile belirlenmektedir:

$$B_4 = m \sigma_c \quad (4)$$

Burada, m oluşan küçük parçaların yüzdesidir. Diğer bir darbe dayanım deneyi ise NTNU'da geliştirilen kırılğanlık (S_{20}) deneyidir (Blindheim ve Bruland, 1998). Bu deneyde 11,2 mm'nin altındaki tanelerin yüzdesi kırılğanlık miktarı olarak belirlenmektedir.

Kırılğanlık, kazılabilirlik parametresi olarak kullanılmaktadır. Kaya kazılabilirliğinin laboratuvarında tayini için birtakım deney setleri imal edilmiştir. Bunlar tam boyutlu kazı seti ve küçük boyutlu kazı setidir.

Tam boyutlu kazı deneyinde gerçek keskiner ve büyük kaya parçaları (70 cm x 50 cm x 50 cm) kullanılabilir. Kazı makinelerinde keski kuvvetlerinin bulunmasında en kesin yöntem tam boyutlu kazı deneyinde kesme yapmaktır. Bu kazı setinde farklı tipte keskiner kullanılabilmektedir. Keskinere gelen kesme kuvveti, normal kuvvet ve yanal kuvvet dinamometre vasıtasıyla ölçülerek bilgisayara gönderilmektedir (Feridunoğlu ve Bilgin, 2010). Şekil 2'de tam boyutlu kazı setinin şematik görünümü görülmektedir.



Şekil 2. Tam boyutlu kazı setinin şematik görünümü

Küçük boyutlu kazı seti bir kayacın kazılabilirlik tayininin doğrudan yapılabilmesi için geliştirilmiştir. Deney, Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği (ISRM) tarafından standart deney yöntemi olarak önerilmiştir. Deneyde 76 mm veya daha küçük çaplı karot numuneleri veya 20 cm x 10 cm x 10 cm boyutlarında blok numune kesilebilmektedir. Şekil 3'te, İstanbul Teknik Üniversitesi Kazı Teknolojileri ve Maden Makineleri Laboratuvarı'nda bulunan küçük boyutlu kazı seti görülmektedir.



Şekil 3. Küçük boyutlu kazı seti

Numune sabitlendikten sonra kesme açısı -50° , temizleme açısı 5° ve genişliği 12,7 mm olan kama uçlu keski ile 5mm kesme derinliğinde kazı yapılmaktadır (McFeat-Smith ve Fowell, 1977'den alıntılan, Bilgin ve Shahriar, 1988). Kesme sırasında oluşan kuvvetler gerilimölçer ile donatılmış dinamometre ile bilgisayara kayıt edilir.

Mekanize kazı keskinin kayacı parçalaması esasına dayanmaktadır (Bilgin, 1989). Farklı keski türleri ile kazıdaki yenilme türleri ile ilgili farklı teorik açıklamalar bulunmaktadır. Bunlardan bazıları, çekme çatlağı, elastisite teorisi ve plastisite teorisidir. Tüm durumlarda benzer mekanizmalar bulunmaktadır: Keski kayacın içine battığında yüksek basınç gerilmelerine bağlı olarak ezilmiş bir bölge oluşmaktadır ve çekme gerilmeleri dairesel dalgalar halinde ezilmiş bölgenin etrafında yayılmaktadır (Özdemir, 1995). Eğer kayaç kırılkan ise gerilme dalgaları çekme çatlaklarını oluşturmaktadır. Sünek yenilme profilinde kesme, çekme çatlaklarının yerini almaktadır. Gerçekte, mekanik kırılma işlemi, çekme ve kesme yenilmesi türlerinin her ikisini de farklı derecelerde içinde barındırmaktadır (Çopur vd., 2001).

Genel bir görüş olarak kırılkanlık mekanize kazı ile ilişkilendirilmiştir (Çopur vd., 2003). Birçok araştırmacı mekanize kazı ile kırılkanlık arasındaki ilişkileri incelemeye çalışmıştır. Evans ve Pomeroy'a göre keskinin darbe enerjisi kırılkanlıkla ters orantılıdır (Evans ve Pomeroy, 1966). Bir araştırmacı 3 farklı kömür numunesi üzerinde yaptığı yerinde kazılabilirlik deneyleri sonucunda spesifik enerjinin kırılkanlıkla doğru orantılı olarak arttığını göstermiştir (Singh, 1987). Altındağ, farklı çalışmalardan elde ettiği ham verileri inceleyerek yayınladığı çalışmada, tek eksenli basınç dayanımı ve çekme dayanımının çarpımı ile elde edilen kırılkanlık indeksinin artması ile spesifik enerjinin arttığını tespit etmiştir (Altındağ, 2003). NTNU'daki bir grup bilim adamı kırılkanlık (S_{20}) deneyini tünel açma makinelerinin performans tahmininde kullanmışlardır (Trondheim, 1994). Diğer araştırmacı (1) ve (2) no'lu bağıntılarda verilen kırılkanlık indeksleri ile tünel açma makinelerinin ve sondaj makinelerinin performansları arasında anlamlı ilişkilere ulaşmıştır (Kahraman, 2002). Bir araştırmacı yaptığı çalışmada (3) no'lu bağıntıda verilen kırılkanlık indeksi ile sondaj makinelerinin performansları arasında korelasyon elde etmiştir (Altındağ, 2002). Çopur vd., batma deneylerinden elde edilen kırılkanlık indeksi ile kazı verimliliği arasında anlamlı ilişkiler elde etmişlerdir (Çopur vd., 2003). Bir grup araştırmacı tayin ettikleri kaya kütlesi kırılkanlık indeksi ile kömür işletmesinde çalışan kollu galeri açma makinesinin anlık kazı hızının arttığını, keski tüketim miktarının azaldığını göstermişlerdir. Daha önce yapılan çalışmalardan da görülebileceği gibi kırılkanlığın kazı ve delgi performansları üzerine etkileri konusunda çelişkili sonuçlar ortaya çıkmaktadır.

Bu çalışmada, literatürde daha önce karşılaşılan üç farklı kırılkanlık indeksi ve kırılkanlık deneyi sonuçları küçük boyutlu kesme deneyinden elde edilen kesme kuvveti, normal kuvvet ve spesifik enerji değerleri ve Cerchar aşındırıcılık indeksi değeri ile karşılaştırılarak daha önce elde edilen farklı sonuçların hangisiyle örtüştüğü incelenmeye çalışılmıştır.

2 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Deneysel çalışmada kullanılan örnekler Doğu Karadeniz Bölgesi'nin çeşitli illerinden temin edilmiştir. Çalışma süresince 5 farklı kayaç ve 1 cevher numunesi kullanılmıştır. Kayaç örneklerinin adları ve temin edildikleri yerler Çizelge 1'de gösterilmiştir. Numune temininin

ardından karot alma, tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı, küçük boyutlu kesme deneyi ve CERCHAR aşındırıcılık deneyi gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 1. Kayaç numunelerinin adları ve alındıkları yerler

Numune Adı	Alındığı Yer
Kireçtaşı I	Gümüşhane
Bazalt	Gümüşhane
Kumtaşı	Gümüşhane
Kireçtaşı II	Trabzon
Tüf	Bayburt
Bakır	Trabzon

2.1 Tek eksenli basınç dayanımı deneyi

Tek eksenli basınç dayanımı deneyleri 54 mm çapa sahip karot numuneleri üzerinde gerçekleştirilmiştir. Boy/çap oranı, 2/1 olacak şekilde karot numuneleri kesilerek düzeltilmiştir. Yükleme hızı 1kN/sn olarak sabitlenmiştir.

2.2 Dolaylı çekme dayanımı deneyi

Dolaylı çekme dayanımı deneyleri 54 mm'lik karot numunelerine uygulanmıştır. Numunelerin boy/çap oranı, 1/2 olarak alınmıştır ve deney sırasındaki yükleme hızı 0,2 kN/sn olarak sabitlenmiştir.

2.3 Kırılgnalık (S_{20}) deneyi

Kırılgnalık deneyi (S_{20}), darbe sonucu kayacın kırılmaya karşı gösterdiği direncin dolaylı ölçülmesini belirleyen bir deney yöntemidir (Yaralı ve Kahraman, 2011). Öncelikle kırıcıda kırılan numune 16 mm ile 11,2 mm elek arasında sınıflandırılır. 16 mm üstü malzeme yoğunluk tayini için kullanılır. 16 mm ile 11,2 mm arasında kalan malzemeden 2,65 g/cm³ eşdeğer yoğunluk için 500 g örnek hazırlanır. Örnek, numune kutusuna yerleştirilir. 14 kg ağırlığındaki tokmak 20 kez kutunun üzerine düşürülür. Ardından kutudan çıkarılan numune 11,2 mm elekten elenir ve elek altı malzeme hassas teraziye tartılır. Elek altındaki malzeme ilk ağırlığa bölünerek kırılgnalık değeri bulunur.

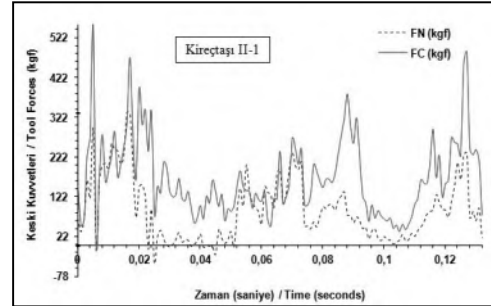
2.4 Küçük boyutlu kesme deneyi

Küçük boyutlu kesme deneyi İstanbul Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü Kazı Teknolojileri ve Maden Makinaları

Laboratuvarı'nda gerçekleştirilmiştir. Deney şartları şu şekilde belirlenmiştir:

Kesme derinliği	: 5 mm,
Kesme açısı	: -5°,
Temizleme açısı	: 5°,
Keski genişliği	: 12,7 mm,
Keski ucu	: Tungsten karbid, % 10 kobalt.

Deney, 54 mm'lik karot örnekleri üzerinde gerçekleştirilmiştir. Karot örnekleri numune kutusuna yerleştirilmiş ve deney başlatılmıştır. Ardından kazı sırasında keskiye gelen üç boyuttaki kuvvetler dinamometre vasıtasıyla elektrik yüküne dönüştürülmüştür. Arabirimler sayesinde elektrik yüküne çevrilen kuvvet kgf cinsinden bilgisayara saniyede 2000 veri hızıyla kaydedilmiştir. Şekil 4'te Kireçtaşı II numunesinin kazısı sırasında oluşan kuvvetlerin kaydedilmesiyle oluşan kuvvet-zaman grafiği görülmektedir. Bu çalışmada yalnızca kesme kuvveti ve normal kuvvete yer verilmiştir, yanal kuvvet ihmal edilmiştir.

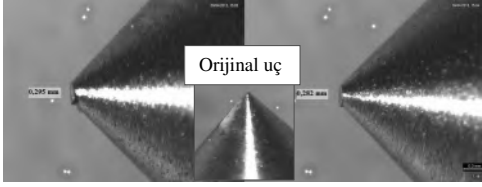


Şekil 4. Kireçtaşı II numunesinin kuvvet-zaman grafiği

2.5 CERCHAR aşındırıcılık deneyi

CERCHAR aşındırıcılık deneyinde 90° uç açılı, 2000 kg/cm² çekme dayanımına sahip HRC (Rockwell) sertliği 55 olan uçlar kullanılmaktadır. Deney aletine yerleştirilen ucun altına örnek yerleştirilir. 70 N yük altında örneğin üzerine oturtulan uç 1 cm çekilir. Kullanılan uç mikroskop altında incelenmek üzere kodlanarak kaldırılır. Her uç tek sefer kullanılmıştır. Deney karot kesme testeresi ile düzeltilmiş yüzeylere uygulanmıştır. Her örnek üzerinde 3 deney yapılmıştır. Deneyin ikinci aşamasında uçlar Leica marka mikroskop altında 40x büyütme altında incelenmiştir. Yatık olarak mikroskop altına konulan uçlardan birbirine 90° olacak şekilde ölçüm alınmıştır. Uçtaki her 1/10 mm'lik körelme 1 CERCHAR'a (CAI) eşit

olmaktadır. Bilgisayardan alınan iki görüntü ve ucun deneyden önceki orijinal hali Şekil 5'te verilmiştir.



Şekil 5. Bakır örneğinde kullanılan uç görülmektedir

3 BULGULAR

Kırılgenlik indeksleri B_1 , B_2 ve B_3 ile kırılgenlik (S_{20}) deneyi sonuçları bu çalışmada kazılabilirlik parametreleri olarak tanımlanan kesme kuvveti, normal kuvvet, spesifik enerji ve Cerchar aşındırıcılık deneyi sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Parametreler arasındaki ilişkilerin varlığı belirli bir metodolojiye uyarak ortaya konulmuştur. Bu yöntemde parametreler arasındaki korelasyon katsayısı göz önüne alınmıştır. Parametreler arasındaki ilişkiler Çizelge 2'ye göre incelenerek korelasyon katsayısı 0,5'ten büyük olan parametrelerin arasında ilişki olduğu öne sürülmüştür.

Çizelge 2. Korelasyon katsayısına göre ilişkinin kuvveti (Kalaycı, 2010).

r	İlişki kuvveti
0,00-0,25	Çok zayıf
0,26-0,49	Zayıf
0,50-0,69	Orta
0,70-0,89	Yüksek
0,90-1,00	Çok yüksek

Kesme deneyleri gerçekleştirilirken teknik zorunluluklardan dolayı farklı kesme derinliklerinde deneyler gerçekleştirilmiştir. Kesme kuvveti (FC) ve normal kuvvet (FN) derinliğe bağlı olarak lineer olarak artmaktadır (Roxborough ve Rispin, 1973, Roxborough ve Pedroncelli, 1982, Bilgin, 1977, Roxborough, 1985 ve Bilgin vd., 2006). Bundan dolayı kesme kuvveti (FC) ve normal kuvvet (FN) derinliğe (d) bölünerek normalize edilmiştir.

Çizelge 3. Küçük boyutlu kesme deneyi ve Cerchar aşındırıcılık indeksi deneylerinin sonuçları

Numune Adı	FC/d, kgf/mm	FN/d, kgf/m	SE, MJ/m ³	CAI
Kireçtaşı I	76,53	238,31	37,28	1,03
Bazalt	93,92	310,62	42,85	0,94
Kumtaşı	45,61	82,35	28,56	0,70
Kireçtaşı II	33,80	17,11	17,35	0,47
Tüf	31,90	20,49	18,03	2,69
Bakır	140,31	469,7	70,57	0,55

Çizelge 4. Mekanik deneyinin sonuçları

Numune Adı	σ_c , MPa	σ_t , MPa	S_{20} , %
Kireçtaşı I	88,51	10,44	49,02
Bazalt	120,07	10,21	36,07
Kumtaşı	62,83	5,31	44,35
Kireçtaşı II	50,88	3,66	61,19
Tüf	63,71	8,73	51,73
Bakır	108,97	11,8	49,21

Çizelge 5. 3 farklı kırılgenlik indeksi

Numune Adı	B_1	B_2	B_3
Kireçtaşı I	8,48	0,79	462,02
Bazalt	11,76	0,84	612,96
Kumtaşı	11,83	0,84	166,81
Kireçtaşı II	13,90	0,87	93,11
Tüf	7,32	0,76	278,97
Bakır	9,23	0,80	642,92

Burada; normalize edilmiş kesme kuvveti (FC/d), normalize edilmiş normal kuvvet (FN/d), spesifik enerji (SE), Cerchar aşındırıcılık indeksi (CAI), tek eksenli basınç dayanımı (σ_c), dolaylı çekme dayanımı (σ_t), kırılgenlik (S_{20}), B_1 , B_2 ve B_3 kırılgenlik indeksleridir.

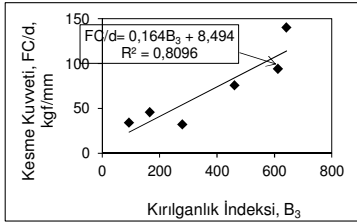
Çizelge 6. Korelasyon katsayıları matrisi

	B_1	B_2	B_3	S_{20}
FC/d	-0,20	-0,08	0,90	-0,41
FN/d	-0,22	-0,09	0,93	-0,47
SE	-0,22	0,09	0,85	-0,39
CAI	-0,29	-0,19	0,73	-0,15

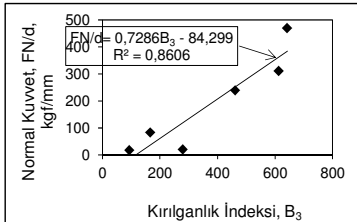
Çizelge 7. Korelasyon katsayıları matrisi

	B ₁	B ₂	B ₃
S ₂₀	-0,09	-0,02	-0,60

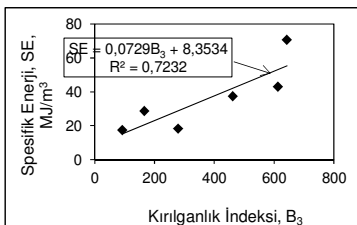
Çizelge 6 ve 7'ye göre, kazılabilirlik parametreleri ile kırılgenlik indeksleri ve deneyi arasındaki ilişkiler incelenmiştir. Yalnızca korelasyon katsayısı 0,50'den büyük olan ilişkilerin grafikleri oluşturulmuştur.



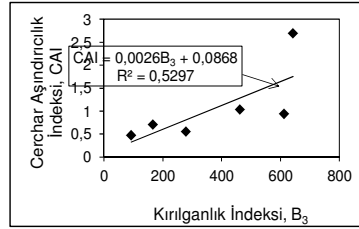
Şekil 6. Kesme kuvvetinin kırılgenlik indeksi ile değişimi



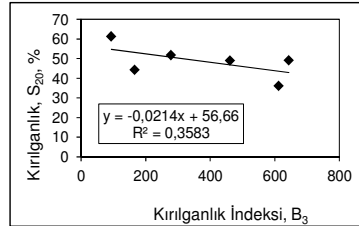
Şekil 7. Normal kuvvetin kırılgenlik indeksi ile değişimi



Şekil 8. Spesifik enerjinin kırılgenlik indeksi ile değişimi



Şekil 9. CERCHAR aşındırıcılık indeksinin kırılgenlik indeksi ile değişimi



Şekil 10. Kırılgenlik değerinin kırılgenlik indeksi ile değişimi

Şekil 6-10'daki grafikler ve korelasyon katsayıları matrisleri incelendiğinde şu çıkarımlar yapılabilmektedir. Daha önce literatürde karşılaşılan kırılgenlik indeksleri ile kazılabilirlik parametreleri karşılaştırıldığında, B₁ ve B₂ kırılgenlik indekslerinin bu veri grubu için kazılabilirlik parametreleri üzerinde herhangi bir etkisine rastlanmamıştır. Ancak Altındağ (2000) tarafından önerilen gevreklik (B₃) indeksinin kazılabilirlik parametreleri üzerinde kuvvetli etkileri olduğu görülmektedir. B₃ indeksi ile kesme kuvveti ve normal kuvvet arasında çok kuvvetli bir ilişkiye ulaşılmıştır. Ayrıca B₃ indeksi ile spesifik enerji ve Cerchar aşındırıcılık indeksi arasında kuvvetli ilişkiler elde edilmiştir. Kırılgenliğin kazı verimliliği üzerindeki etkileri konusunda çelişkili bulgular olmasına rağmen bu çalışmadaki sonuçlar Altındağ (2003)'ün elde ettiği sonuçlar ile örtüşmektedir.

Bu sonuçlara ek olarak kırılgenlik (S_{20}) deneyi ile kazılabilirlik parametreleri arasında zayıf ilişkilere ulaşılmıştır. Ayrıca kırılgenlik indeksi B_3 ile kırılgenlik (S_{20}) değeri arasında orta kuvvette ters orantılı bir ilişki elde edilmiştir.

5 SONUÇLAR

Kırılgenlik kaya ve kazı mekaniği açısından önemli bir yer teşkil etmektedir. Ancak kırılgenliğin kazı mekaniğindeki yeri henüz tam belirlenebilmiş değildir. Bu çalışmada daha önce literatürde karşılaşılmış olan kırılgenlik indeksleri ile küçük boyutlu kesme deneyinden elde edilen parametreler karşılaştırılmıştır. Bu incelemelerin Altındağ (2000) tarafından önerilen sonucunda tek eksenli basınç dayanımı ile dolaylı çekme dayanımının çarpımı ile tanımlanan kırılgenlik indeksi (B_3) ile kesme kuvveti (FC), normal kuvvet (FN), spesifik enerji (SE) ve Cerchar aşındırıcılık indeksi (CAI) değerleri arasında kuvvetli ve çok kuvvetli ilişkilere ulaşılmıştır. Bu sonuçlar literatürde karşılaşılan bazı sonuçlar ile örtüşmektedir. Ayrıca kırılgenlik (S_{20}) deneyi ile kırılgenlik indeksi (B_3) arasında ters orantılı orta kuvvette bir ilişki elde edilmiştir. Kırılgenlik deneyi (S_{20}) ile diğer kırılgenlik indeksleri arasında herhangi bir ilişki elde edilememiştir. Ayrıca kırılgenlik (S_{20}) deneyi ile kazılabilirlik parametreleri arasında zayıf ilişkilere ulaşılmıştır.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, gerek deneysel çalışma bölümünde yardımlarını esirgemeyen gerekse de tecrübelerini paylaşmaktan kaçınmayan İstanbul Teknik Üniversitesi Maden Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü öğretim üyeleri Prof. Dr. Nuh BİLGİN'e, Prof. Dr. Hanifi ÇOPUR'a, Doç. Dr. Cemal BALCI'ya ve Yrd. Doç. Dr. Deniz TÜMAÇ'a sonsuz teşekkürlerini sunarlar. Ayrıca yazarlar laboratuvar çalışmalarındaki yardımlarından dolayı Arş. Gör. Emre AVUNDUK'a ve Arş. Gör. Ramazan ÇOMAKLI'ya şükranlarını bildirirler.

KAYNAKLAR

Altındağ, R., 2000. Darbeli delme performans analizlerinde kayaç gevrekliğinin rolü, V. Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu, Ekim, Isparta, Bildiriler Kitabı, 105-112.
Altındağ, R., 2002 The evaluation of rock brittleness concept on rotary blast holed drills. Journal of South African

Institute of Mining and Metallurgy, January/February, 61-66.
Altındağ, R., 2003. Correlation of specific energy with rock brittleness concepts on rock cutting. Journal of South African Institute of Mining and Metallurgy, April, 163-171.
Bilgin, N., 1977. Investigation into mechanical cutting characteristics of some medium and high strength rocks, Ph.D. Thesis, Newcastle Upon Tyne University, England, 332 pp.
Bilgin, N. ve Shahriar K., 1988. Madenlerde mekanize kazı için bir ölçme sisteminin geliştirilmesi ve Amasra Karbonifer Havzasına uygulaması, Türkiye 6. Kömür Kongresi, Mayıs, Zonguldak, Bildiriler Kitabı, 13-28.
Bilgin, N., 1989. İnşaat ve maden mühendisleri için uygulamalı kazı mekaniği, Birsan Yayınevi, İstanbul, 192 s.
Bilgin, N., Demircin, M.A., Çopur, H., Balci, C., Tunçdemir, H. ve Akçin, N., 2006. Dominant rock properties affecting the performance of conical picks and the comparison of some experimental and theoretical results, International Journal of Rock Mechanics and Mining Science, 43, 1, 139-156.
Blindheim, O.T. ve Bruland, A., 1998. Boreability testing. Norwegian TBM tunneling 30 years of experience with TBMs in Norwegian Tunneling, Norwegian Soil and Rock Engineering Association, 11, 29-34.
Çopur, H., Tunçdemir, H., Balci, C., Öztürk C.A., 2001. A brittleness concept based on indentation tests for assessment of rock cuttability, International Symposium on Mine Planning and Equipment Selection, November, New Delhi, Proceedings Book, 783-788.
Çopur, H., Bilgin, N., Tunçdemir, H. ve Balci, C., 2003. A set of indices based on indentation tests for assessment of rock cutting performance and rock properties, Journal of Southern African Institute of Mining and Metallurgy, 103, 9, 589-600.
Deketh, H.J.R., Grima, M.A., Hergarden, I.M., Giezen, M., Verhoef, P.N.W., 1998. Towards the prediction of rock excavation machine performance, Bulletin of Engineering Geology and The Environment, 57, 1, 3-15.
Evans, I., Pomeroy, C.D., 1966. The strength fracture and workability of coal. Pergamon, 277 s.
Ferdunoğlu, C. ve Bilgin, N., 2010. Kayaç kazılabilirliğinin tayini için taşınabilir kayaç kesme deney aletinin geliştirilmesi, İtüdergisi, 9, 3, 66-74.
Hucka, V. ve Das, B., 1974. Brittleness determination of rocks by different methods. International Journal of Rock Mechanics and Mining Science and Geomechanics Abstracts, 11 389-392.
Kahraman, S., 2002. Correlation of TBM and drilling machine performances with rock brittleness. Engineering Geology, 65 269-283.
Kalaycı, Ş., 2010. SPSS Uygulamalı çok değişkenli istatistik teknikleri, Asil Yayınevi, Ankara, 426 s.
McFeat-Smith, I. ve Fowell, R. J., 1977. Correlation of rock properties and the cutting performance of tunneling machines, Conference on Rock Engineering, Proceedings Book, Newcastle, 581-602.
Özdemir, L., 1995. Mechanical mining. Short Course Notebook. Colorado School of Mines, Mining Engineering Department.
Protodyakonov, M. M., 1963. Mechanical properties and drillability of rocks. 5th Rock Mechanics Symposium, Proceedings Book, Pergamon, Oxford, 103-118.

- Roxborough, F.F. ve Rispin, A., 1973. The mechanical cutting characteristics of the lower chalk, *Tunnels and Tunnelling*, January, 45-67.
- Roxborough, F.F. ve Pedroncelli, E.J., 1982. A practical evaluation of some coal cutting theories using a continuous miner, *The Mining Engineer*, 142, 252, 145-155.
- Roxborough, F.F., 1985. Research in mechanical rock excavation: progress and prospects. *Rapid Excavation Tunneling Conference*, Las Vegas, *Proceedings Book*, 225-244.
- Singh, S.P., 1987. Criterion for the assessment of the cuttability of coal. *Underground Mining Methods and Technology*. In: Szwilski, A.B., Richarda, M.J. (Eds.), Elsevier, Amsterdam, 225-239.
- University of Trondheim, 1994. The Norwegian Institute of Technology, *Hard Rock Tunnel Boring*, No: 1-94, 164 s.
- Yaralı, O. ve Kahraman S., 2011. The drillabilty assessment of rocks using the different brittleness values, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 26, 406-414.

Tektelli blok kesme makinesiyle hakiki mermer kesimi için kesilebilirlik abağının geliştirilmesi

Development of cuttability chart for a real marble cutting with monowire cutting machine

E. Yılmazkaya & Y. Özçelik

H.Ü. Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Ankara, TURKEY

ÖZET: Tektelli (monotelli) blok kesme makineleri doğal taş bloklarının sayalanması işleminde ve bloklardan levha kesme işlemlerinde kullanılabilen makinelerdir. Kesim işleminin yapıldığı tesislerde mümkün olan en düşük maliyetle ve istenen kalitede ürünün üretilmesi amaçlanmaktadır. Bu çalışmanın amacı, tektelli blok kesme makinesi ile kesimler yaparak, elmas telli kesme yönteminde birim enerji ve birim aşınmaya bağlı olarak Afyon Beyaz hakiki mermer numunesi için kesilebilirlik abağının geliştirilmesidir. Bu amaca ulaşmak için Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü'nde geliştirilen bilgisayar kontrollü, tam otomatik, üç boyutlu kesim yapabilen tektelli kesme makinesi kullanılmıştır. Laboratuvara getirilen hakiki mermer bloğu üzerinde farklı tel dönüş hızlarında (çevresel hız) ve farklı tel iniş hızlarında (kesim hızı) kesimler gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar kullanılarak Design Expert 7.1 programı ile Afyon Beyaz hakiki mermer numunesi için elmas boncuklardaki birim aşınmayı ve kesimde harcanan birim enerjiyi göz önüne alan kesilebilirlik abağı geliştirilmiştir.

ABSTRACT: Monowire block cutting machines can be used for natural stone block squaring operations and slab cutting operations from natural stone blocks. The plants where the cutting operations are performed demand high product quality with minimum operational costs. The purpose of this study is to develop cuttability chart for Afyon White real marble sample based on unit wear and unit energy in monowire cutting system and also perform cutting optimization. For this purpose, the full automatically servo controlled monowire cutting system which can cut blocks in three dimensions were developed in Hacettepe University Mining Engineering Department. Cutting experiments were performed at different wire rotation speed (peripheral speed) and wire downward movement speed (cutting speed) on the real marble block which is transported to the laboratory. A cuttability abacus in monowire cutting system taking into consideration the unit energy consumption during cutting operation and unit wear on diamond beads was developed with Design Expert 7.1 software for Afyon White real marble sample by using the results obtained.

1 GİRİŞ

Doğal taşlar tarihleri boyunca yapıların tamamında ya da bu yapıların süslenmesinde kullanılmıştır. İnsanoğlu taşa el emeği göz nuru ile ruh verirken, gerek temel işlerde gerekse süslemede çevre ile uyumluluk içinde ve doğada yaşama katkıda bulunacak tarzda boyutlandırma ve şekillendirme yaptığını da görebilmekteyiz. Geçmişten günümüze kadar gelen çeşmelerde, tapınaklarda ve diğer mimari yapılarda bu tarz mimari unsurlara sıkça rastlamak mümkündür (Kulaksız, 1999). Tarih boyunca insanlar tarafından yaygın olarak kullanılan doğal taşlar, günümüzde de hem

ülkemizde hem de dünyada süs eşyası, döşeme ve kaplama malzemesi, inşaat sektörü gibi farklı alanlarda önceliğini sürdürmektedir.

Tüketimi son derece yaygın olan doğal taşın hayatımıza girişi, mermer ocaklarından blok halinde mermer kesimi yapılmasıyla başlamaktadır. Mermer yatırımının esası ve birinci aşamasını ocak işletmesi oluşturmaktadır (Polat, 2002).

Doğal taş ocaklarında blok üretiminden nihai ürüne kadar olan birçok aşamada kullanılan vazgeçilmez ekipmanlardan bir tanesi de elmas telli kesme makinesidir. Elmas telli kesme yöntemi, doğal taş ocaklarının % 90'ından fazlasında yaygın olarak

kullanılmaktadır. Yöntem, kullanıcıların talepleri doğrultusunda geçmişten günümüze kadar sürekli gelişim göstermiştir. Elmas telli kesme makinelerinin ocaklarda kullanımının yaygınlaşması, doğal taş madencilğinde yeni bir dönem açmıştır (Yılmazkaya, 2007).

Doğal taş ocağından üretimi gerçekleştirilen büyük ebatlardaki veya düzensiz boyutlardaki blokların ticari boyutlara indirgenmesi veya düzensiz boyutlu blokların küp veya dikdörtgen prizması şeklinde düzenlenmesine blok boyutlandırma (sayalama) adı verilir. Mermer ve kireçtaşı üretimi yapılan ocaklarda alınan blokların sayalanması işleminde çeşitli makineler kullanılmaktadır (Kulaksız, 1999). Bu makinelerden bir tanesi de monotelli (tektelli) kesme makinesidir (Şekil 1). Tektelli blok kesme makineleri doğal taş bloklarının sayalanması işleminde ve bloklardan levha kesme işlemlerinde kullanılabilen önemli makinelerdir. Üzerinde bulunan iki adet kasnaktan bir tanesi teli döndürmeye yararken, diğeri ise telin gerilmesini sağlar. Tele döndürme hareketi verildikten sonra kasnakların bağlı olduğu sistem aşağı doğru inerek kesimi gerçekleştirir.



Şekil 1. Doğal taş işletmeciliğinde kullanılan tektelli kesme makineleri (monoteller) (Pellegrini Meccanica, 2013)

Kesim işleminin yapıldığı tesislerde mümkün olan en düşük maliyetle ve istenen kalitede ürünün üretilmesi amaçlanmaktadır. Tektelli blok kesiminde kesim ekonomisini etkileyen en önemli performans parametreleri, kesim sırasında harcanan enerji ve kesimi gerçekleştiren elmas boncuklarda kesim sırasında meydana gelen aşınmalardır. Kesim sırasında meydana gelen yüksek aşınmalar sonucunda kesim verimliliği düşmekte ve bu da tel ömrünün kısılmasına sebep olmaktadır (Yılmazkaya, 2007). Bu nedenle, tektelli kesim makinelerinde kesme performanslarının kesilen kayaç özelliklerine ve çalışma parametrelerine bağlı olarak ayrıntılı bir

biçimde incelenmesi gerekmektedir. Böyle bir çalışmada ancak bilgisayar kontrollü hassas bir makine ile mümkündür.

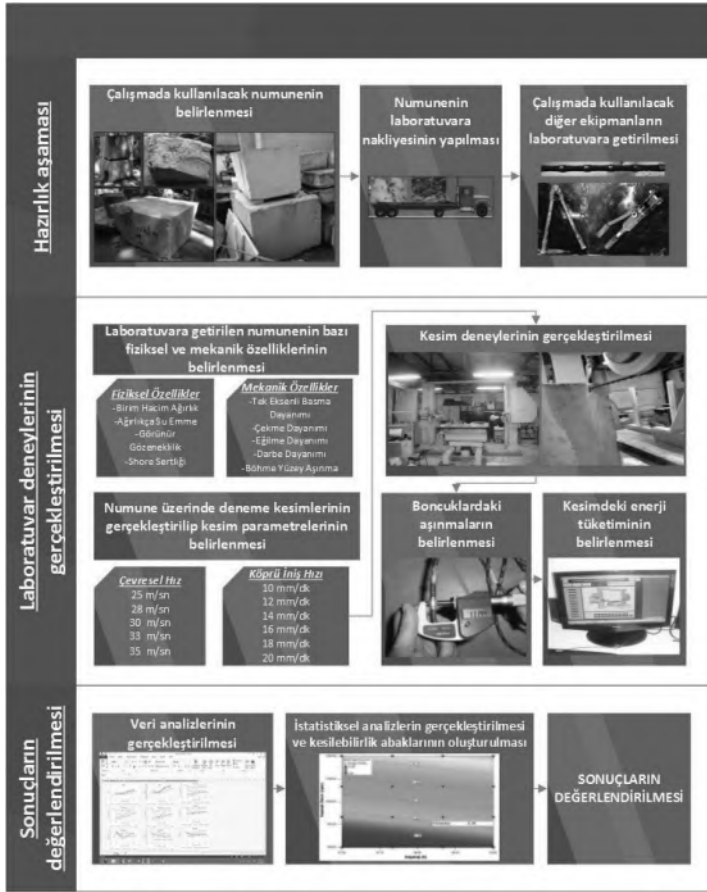
Bu çalışmanın amacı tektelli kesmede kesme performansı parametreleri olan birim aşınma ve birim enerji değerleri temel alınarak Afyon Beyaz ticari isimli doğal taş için kesilebilirlik abağının oluşturulması ve kesim optimizasyonlarının gerçekleştirilmesidir. Bu amaca ulaşmak için, Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü'nde geliştirilmiş olan bilgisayar kontrollü, tam otomatik ve üç boyutlu kesim yapabilen tektelli kesme makinesi ile kesme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Kesimler sonucunda elde edilen verilerin istatistiksel analizleri sonucunda kesim abakları oluşturulmuş ve birim aşınma ve birim enerjiye göre optimum kesim noktası belirlenmiştir. Doğal taş sektöründe böyle bir optimizasyon çalışmasının eksikliği, işletmelerde kesilen kayaçlara uygun parametrelerde kesimlerin yapılmamasına neden olmaktadır. Bu optimizasyon çalışmasıyla, kesilecek kayaca uygun kesim parametrelerinin belirlenmesi hedeflenmiştir.

2 ÇALIŞMA METODOLOJİSİ

Bu çalışmada Afyon Beyaz ticari isimli hakiki mermerin bilgisayar kontrollü tektelli kesme sistemiyle kesiminde oluşan birim aşınma ve birim enerji değerleri temel alınarak kesilebilirlik abaklarının geliştirilmesi ve kesim optimizasyonu yapılmıştır. Bu amaçla, doğal taşın, tektelli kesme makinesiyle farklı çevresel hız ve farklı kesme hızlarında kesimleri gerçekleştirilmiştir. Yapılan kesimlerde elmas boncuklarda meydana gelen aşınmalar ve kesim sırasında tüketilen enerji değerleri baz alınarak Afyon Beyaz ticari isimli doğal taş için kesim abakları oluşturulmuştur. Çalışmada takip edilen yöntem Şekil 2'de verilmiştir.

2.1 Tektelli Blok Kesme Makinesinin Tanıtımı

Tektelli blok kesme makineleri doğal taş bloklarının sayalanması işleminde ve bloklardan levha kesme işlemlerinde kullanılabilmektedir. Makinede kesme işlemi elmas tel kullanılarak gerçekleştirilmektedir. Elmas telli kesme yönteminin kullanıldığı bir yerde elmas telin verimli bir biçimde kullanımı düşük miktarda elmas tel aşınmasını, telin daha uzun ömürlü olmasını ve yüksek kesim hızlarıyla kesim yapılabilmesini sağlamaktadır ve bu da işletme maliyetlerini düşürmektedir.



Şekil 2. Çalışmada takip edilen yöntem

Elmas telli kesme yöntemi kullanılarak yapılan kesim işlemlerinde birçok değişken parametre bulunmaktadır. Yatırım maliyetleri oldukça yüksek olan tektelli kesme makinalarının kesme sistemlerinin ayrıntılı bir biçimde incelenip anlaşılması, verimli bir şekilde kullanılabilmesini sağlayacak ve doğal taş işleme tesislerinin verimliliklerini artırıp üretim maliyetlerini düşürecektir. Bu nedenle, tektelli kesme makinesi tasarımı yapılırken endüstride kullanılan tektelli kesme makinelerinden farklı olarak, kesimde önemli rol oynayan bazı parametrelerin izlenebilmesi amacıyla çeşitli sensörler ve ölçüm cihazlarıyla donatılmıştır (Yılmazkaya, 2013).

Tasarımı yapılan ve imal ettirilen bilgisayar kontrollü tam otomatik tektelli blok kesim makinesinin görünümü Şekil 3'te verilmiştir.

Makineyle, 1,2 m yüksekliğindeki ve 1,2 m genişliğindeki bloklar kesilebilmektedir.



Şekil 3. Tektelli blok kesme makinesinin genel görünümü

Çalışmada kullanılan tektelli blok kesim makinesi dört ana birimden oluşmaktadır:

- Mekanik birim
- Hidrolik birim
- Elektrik ve elektronik birim
- Otomasyon birimi

Mekanik birim: Makinenin mekanik olarak düşey düzlemde tel hareketini sağlayan yukarı-aşağı köprü hareketi ve yatay düzlemde kesim hizasını ayarlayan sağa-sola vagon hareketi bulunmaktadır. Kesme işlemi, köprünün aşağı doğru hareketiyle sağlanmaktadır. Mekanik birim, motorlar-dışlı kutuları ve vidalı millerden oluşmaktadır.

Hidrolik birim: Makinede, elmas telin gerginliğini sağlama ve tablayı eksenli etrafında döndürmek amaçlarıyla hidrolik sistemler kullanılmaktadır. Hidrolik birim; kesim tablası (vagonu) ve tel germe sisteminden oluşmaktadır.

Elektrik ve elektronik birim: Makine, kesimler sırasında uygulanmak istenen kesim koşullarının düzgün şekilde makineye iletilmesi ve kesim sırasında belirlenmesi istenen parametrelerin doğru ve hassas şekilde ölçülmesine uygun elektrik ve elektronik donanımda üretilmiştir. Tektelli blok kesim makinesinin elektrik ve elektronik tasarımında şu ekipmanlar kullanılmıştır; Yük hücreleri, Titreşim ölçerler, Debi ölçer, Sonlandırma şalterleri ve Kontrol paneli.

Otomasyon birimi: Tektelli blok kesim makinesinin bilgisayar üzerinden otomatik olarak kontrol edilebilmesine olanak sağlayan bir otomasyon birimi mevcuttur.

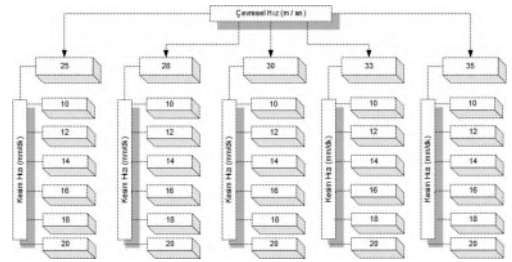
2.2 Deneylerde Kullanılan Kayacın Özellikleri

Çalışmanın ilk aşamasında, tektelli kesme sistemi ile yapılacak kesim deneylerinde kullanılacak kenar uzunlukları en az 1 m x 1 m x 1 m (en az 1 m³) boyutundaki Afyon Beyaz blokları laboratuvara getirilmiştir. Daha sonra, nakliyesi gerçekleştirilen doğal taşın fiziksel ve mekanik özelliklerinin belirlenmesi amacıyla kayacın numune alınmış ve Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü Kaya Mekaniği Laboratuvarında TS 699 ve ISRM standartlarına uygun olarak kayacın fiziko-mekanik özellikleri belirlenmiştir. Belirlenen fiziko-mekanik özellikler Çizelge 1’de verilmiştir.

Çizelge 1. Çalışmada kullanılan numunenin bazı fiziko-mekanik özellikleri

Numune Adı	Afyon Beyaz
Birim Hacim Ağırlık (g/cm ³)	2,70
Ağırlıkça Su Emme (%)	0,05
Görünür Gözeneklilik (%)	0,15
Shore Sertliği İndeksi	49
Tek Eksenli Basma Dayanımı (MPa)	51,45
Dolaylı Çekme Dayanımı (MPa)	6,22
Eğilme Dayanımı (MPa)	12,93
Darbe Dayanımı (MPa)	3,0
Böhme Yüzey Aşınma Dayanımı (cm ³ /50cm ²)	37,09

Kesim deneyleri öncesinde, ilk olarak kesimlerin gerçekleştirileceği parametrelerin değerlerinin belirlenmesi işlemi yapılmıştır. Bu aşamada, literatürde daha önce tektelli kesme makineleriyle yapılmış olan çalışmalarda kullanılmış çevresel hız ve kesme hızı değerleri, endüstride kullanılan makinelerdeki hız değerleri ve geliştirilen makinenin sınırları göz önünde bulundurulmuş ve deneme kesimleri buna uygun parametrelerde yapılmıştır. Deneme kesimleri yapıldıktan sonra kesimlerde belirlenen telin gösterdiği tepkisel kuvvet değerleri, teldeki titreşim miktarları ve kesim performans parametreleri olan birim aşınma ve birim enerji değerleri göz önünde tutularak çalışmada kullanılacak kesim parametreleri belirlenmiştir. Tüm bu incelemeler sonucunda, çalışmada tel dönüş hızı olarak 25-35 m/s aralığı, kesme hızı olarak ise 10-20 mm/dk aralığı seçilmiştir. Bu çalışmada kullanılan çalışma parametreleri Şekil 4’te verilmiştir.



Şekil 4. Kesimlerin gerçekleştirildiği çevresel hız ve kesme hızı değerleri

Daha sonra, Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü Mermer Teknolojileri Laboratuvarı'nda kurulumu gerçekleştirilen bilgisayar kontrollü tectelli kesim sistemi kullanılarak belirlenen kesim parametrelerinde kesim deneyleri gerçekleştirilmiştir. Özçelik ve Yılmazkaya (2010), elmas boncuklar üzerinde yaptıkları çalışmada elmas boncuğun ömrü boyunca performansının 3 farklı davranış gösterdiğini belirlemişlerdir. Çalışmada boncuk çapının 10600 mm değerinin altına düştüğünde elmas boncuğun farklı davranış göstermeye başladığını ve kesme performansının düştüğünü belirlemişlerdir. Bu nedenle bu çalışmada da elmas telde ölçümü yapılan boncukların çapları 10600 mm değerinin altına düştüğünde elmas tel aynı özellikteki yeni bir elmas tel ile değiştirilmiş ve kesimlere sürekli olarak yeni tel ile devam edilmiştir.

2.3 İstatistiksel Değerlendirmeler

Bu çalışma kapsamında verilerin analizi ve Afyon Beyaz mermer numunesi için tel dönüş hızı ve tel iniş hızının optimum noktalarını belirlemek amacıyla özel bir istatistiksel analiz programı olan Design Expert 7.1 kullanılmıştır.

Design Expert 7.1, deneysel optimizasyon işlemleri için geliştirilmiş, deneylerin etkin bir biçimde farklı yöntemlere göre en uygun şekilde tasarımını yapabilen ve yaygın olarak kullanılan bir programdır. Belirlenen tasarıma göre deneyler yapıldıktan ve elde edilen sonuçlar programa girildikten sonra bağımlı değişkenler için (yanıtlar) en uygun model eşitlikler türetmekte ve türetilen eşitlikler yardımıyla optimum noktaların belirlenmesi işlemini yapabilmektedir. Optimum çalışma noktaları ve bu noktalarda yapılacak deneyler sonucunda elde edilebilecek tahmini sonuçların (yanıtlar) görüntülenmesi bu programla mümkündür (Özçelik ve Kanbir, 2010).

2.3.1 Tasarım Özeti'nin Oluşturulması

İstatistiksel analizler aşamasında ilk olarak faktörler ve yanıtlarla ilgili her bir değişkene ilişkin özellikleri yansıtan bilgiler analiz edilmiştir. Bu bilgiler değişkenlere ilişkin dağılımları betimlemek için ortalama ve standart sapma gibi bilgilerden ve ayrıca modelleme çalışmalarında kullanılacak yöntem ve modellerin tanımlanmasından oluşmaktadır. Bu çalışmada kullanılan tasarım özellikleri Çizelge 2'de, faktör ve yanıtlarla ilgili betimsel (tanımlayıcı)

istatistiksel bilgiler ise sırasıyla Çizelge 3 ve Çizelge 4'te verilmiştir.

Çizelge 2. Çalışmada kullanılan istatistiksel tasarım özellikleri

Çalışma Tipi	Faktöriyel
Başlangıç Tasarım	En Uygun Tasarım, Nokta Değişimli
Tasarım Modeli	2 Faktöriyel (2FI)
Deney Sayısı	30

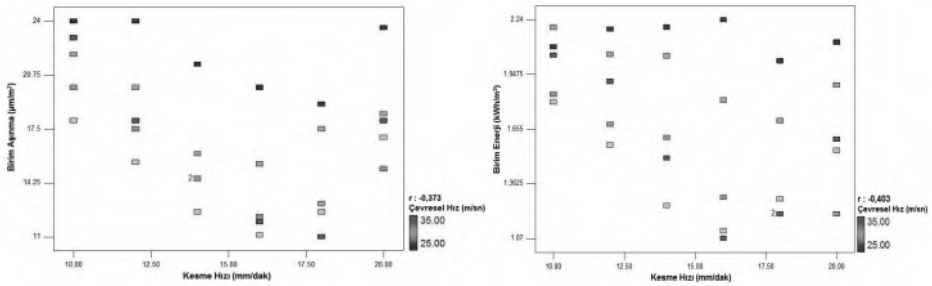
Çizelge 3. Faktörlere ait tanımlayıcı istatistiksel bilgiler

Faktör	A	B
Adı	Çevresel Hız	Kesme Hızı
Birimi	m/s	mm/dk
Tipi	Sayısal	Sayısal
Min.	25,00	10,00
Maks.	35,00	20,00
Ortalama	30,13	15,00
Std. Sapma	3,57	3,42

Çizelge 4. Yanıtlara ait tanımlayıcı istatistiksel bilgiler

Yanıt	Y1	Y2
Adı	Birim Enerji	Birim Aşınma
Birimi	kWh/m ²	µm/m ²
Veri Say.	30	30
Analiz	Poli.	Poli.
Min.	1,07	11
Maks.	2,24	24
Ort.	1,71	17,22
Std Sap	0,37	3,9
Oran	2,09	2,18
Model	Kübik	Kübik

Tanımlayıcı istatistiklere ilaveten birim aşınma ve birim enerji ile kesim hızı arasındaki birebir ilişkiler farklı çevresel hızlarda incelenmiş ve elde edilen sonuçlar Şekil 5'te verilmiştir.



Şekil 5. Farklı çevresel hızlarda kesme hızı ile birim aşınma ilişkisi ve farklı çevresel hızlarda kesme hızı ile birim enerji ilişkisi

Çoğu bilimsel mekanizmanın karmaşıklığı yapılan çalışmalar sonucunda elde edilen önemli çıktıların (yanıtların) tahmin edilebilmesindeki güçlükten kaynaklanmaktadır. Bu amaçla genellikle basit veya çoklu regresyon modelleri kullanılmaktadır. Regresyon analizi için kurulan model, bağımlı (açıklanan) değişken ve bağımsız (açıklayan) değişkenleri içeren bir modeldir. Böyle bir modelde; bağımlı değişkendeki değişim, bağımsız değişkenler ile açıklanmaya çalışılır. Belirtme katsayısı (R^2) olarak bilinen bağımsız değişkenlerin bağımlı değişkeni açıklama oranı ise modeldeki açıklama miktarının açıklanamayan miktara olan oranıdır. Regresyon katsayısı ise, ilgili bağımsız değişkendeki bir birimlik artışın bağımlı değişkende yaratacağı değişim miktarıdır. Basit veya çoklu regresyon modellerinin kurulmasında ilk aşama modeli oluşturan katsayıların belirlenmesi, daha sonra, model geçerliliğinin varyans analizi ile istatistiksel testidir.

Buradaki varyans analizinden kastedilen, modeldeki değişimin (toplam varyansın) bileşenlerine ayrılması suretiyle değişimin kaynaklarının araştırılmasıdır. Buradan elde edilen sonuçların sergilendiği çizelgeler ANOVA (Analysis of Variance) (varyans analizi) çizelgeleri adı verilmektedir. Çizelgelerde her bir değişim kaynağı serbestlik dereceleri ile beraber F istatistiğinin ihtiyaç duyduğu değerler yer almaktadır.

ANOVA çizelgelerindeki amaçlardan biri, bileşenlere ilişkin varyansları ve her iki varyansın oranı olan F değerini belirlemektir. Çizelgelerdeki kareler ortalaması, ait olduğu bileşenin varyansını vermektedir. Çizelgelerden elde edilen F değeri genel modelin geçerliliği için test edilecek değerdir. Regresyon analizinde ve diğer modellerde F değeri ve ANOVA sonuçları, kurulan

modelin geçerliliğini yani sistemi temsil edebilirliğini göstermektedir.

2.3.2 Kesme Deney Verilerinin Birim Aşınmayla İlgili İstatistiksel Değerlendirmeleri

Kesme hızı ve çevresel hızlar kullanılarak birim aşınmaların tahmin edilmesi amacıyla öncelikle Çizelge 5'te verilen farklı modeller için analizler yapılmış ve çizelgeden de görüldüğü gibi R^2 değeri en yüksek olan Kübik model aşınmanın tahmin edilmesi için en uygun istatistiksel model eşitliğinin türetilmesinde kullanılmıştır.

Çizelge 5. Birim aşınma model seçimi için yapılan istatistiksel analiz sonuçları

Model	St. Sapma	R^2	Düzeltilmiş R^2	Tahmini R^2	Sonuç
Doğrusal	3.03	0.4550	0.4146	0.2969	
2FI	3.08	0.4589	0.3965	0.1438	
Kuadratik	1.56	0.8714	0.8446	0.7628	
Kübik	1.16	0.9411	0.9146	0.8473	Önerilen

Daha sonra Kübik model kullanılarak model katsayılarının belirlenmesi amacıyla çoklu regresyon analizi yapılmış ve birim aşınma model eşitliği elde edilmiştir. Kurulan modelin (Kübik model) geçerliliği ise varyans analizi ile test edilmiştir. Elde edilen sonuçlar sırasıyla Çizelge 6 ve Çizelge 7'de verilmiştir.

Çizelge 6'da verilen regresyon katsayılarına bağlı olarak kurulan model %99 ($\alpha=0,01$) güvenilirlik seviyesinde ($*P=0,0001<\alpha=0,01$) istatistiksel olarak anlamlıdır. Belirtme katsayısı (R^2) olarak bilinen bağımsız değişkenlerin bağımlı değişkeni açıklama oranı ise 0,99 gibi oldukça yüksek bir değerdir. Bu nedenle bu model eşitlik kullanılarak rahatlıkla deney yapılmayan kısımlardaki noktaların kestirimi yapılabilir.

Çizelge 6. Birim aşınmaya ait çoklu regresyon analizi sonuçları

Faktör	Katsayı Kestirimi	Serbestlik Derecesi	Standart Hata
Sabit	13.07	1	0.42
Çevresel Hız (ÇH)	-5.58	1	0.98
Kesme Hızı (KH)	-5.33	1	0.96
(ÇH) (KH)	-0.58	1	0.44
(ÇH) ²	3.61	1	0.52
(KH) ²	5.10	1	0.53
(ÇH) ² (KH)	0.13	1	0.74
(ÇH) (KH) ²	2.08	1	0.75
(ÇH) ³	1.65	1	1.02
(KH) ³	3.78	1	1.01

Çizelge 6'ya göre kurulan birim aşınmaya ait kübik modelin eşitlik formülü ise aşağıdaki gibi bulunmuştur;

$$\text{Birim Aşınma} = +13,07 - 5,58 * (\text{ÇH}) - 5,33 * (\text{KH}) - 0,58 * (\text{ÇH}) * (\text{KH}) + 3,61 * (\text{ÇH})^2 + 5,10 * (\text{KH})^2 + 0,13 * (\text{ÇH})^2 * (\text{KH}) + 2,08 * (\text{ÇH}) * (\text{KH})^2 + 1,65 * (\text{ÇH})^3 + 3,78 * (\text{KH})^3$$

Çizelge 7. Birim aşınmaya ait çoklu regresyon modelinin varyans analizi

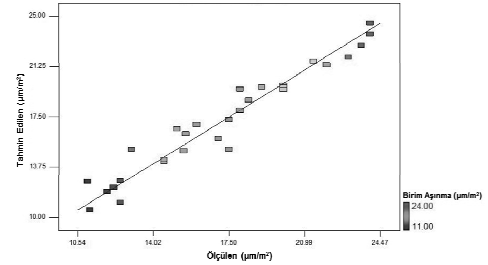
Kaynak	Kt	Sd	Ok	Fd	O	S
Model	428,40	9	47,60	35,51	< 0,0001	Anlamlı
Çevresel Hız (ÇH)	43,25	1	43,25	32,27	< 0,0001	
Kesme Hızı (KH)	41,61		41,61	31,04	< 0,0001	
(ÇH) (KH)	2,37		2,37	1,76	0,1990	
(ÇH) ²	65,36		65,36	48,76	< 0,0001	
(KH) ²	123,72		123,72	92,30	< 0,0001	
(ÇH) ² (KH)	0,038		0,038	0,028	0,8681	
(ÇH) (KH) ²	10,43		10,43	7,78	0,0113	
(ÇH) ³	3,46		3,46	2,58	0,1236	
(KH) ³	18,85		18,85	14,06	0,0013	
Artık	26,81	20	1,34			
Toplam	455,21	29				

(KT: Karelerin Toplamı, SD: Serbestlik Derecesi, OK: Ortalamanın Karesi, FD: F Değeri, O:Olasılık, S: Sonuç)

Bir regresyon modelinin istatistiksel olarak anlamlı olup olmadığını varyans analizi yöntemiyle test etmek mümkündür. Bununla birlikte aynı amaca hizmet eden değişik yaklaşımlar da söz konusudur. Bunlardan birisi de deneysel çalışmalardan elde edilen ölçüm sonuçları ile modelden elde edilen sonuçlar arasındaki saçımlı grafiğine bakmaktır. Bu amaçla birim aşınma için elde edilen grafik Şekil 6'da verilmiştir. Şekil 6 incelendiğinde modelden elde edilen sonuçların ölçüm sonuçlarını oldukça iyi bir şekilde yansıttığı görülmektedir.

2.3.2 Kesme Deney Verilerinin Birim Enerjiyle İlgili İstatistiksel Değerlendirmeleri

Kesme hızı ve çevresel hızlar kullanılarak birim enerjilerin tahmin edilmesi amacıyla öncelikle Çizelge 8'de verilen farklı modeller için analizler yapılmış ve çizelgeden de görüldüğü gibi R² değeri en yüksek olan Kübik model birim enerjinin tahmin edilmesi için en uygun istatistiksel model eşitliğinin türetilmesinde kullanılmıştır.



Şekil 6. Birim aşınma için tahmin edilen-ölçülen değerler arasındaki ilişki

Çizelge 8. Birim enerji model seçimi için yapılan istatistiksel analiz sonuçları

Modeller	St. Sapma	R ²	Düzeltilmiş R ²	Tahmini R ²	Sonuç
Doğrusal	0,26	0,5599	0,5273	0,4457	
2FI	0,26	0,5764	0,5275	0,3927	
Kuadratik	0,21	0,7341	0,6787	0,5446	
Kübik	0,16	0,8723	0,8148	0,7398	Önerilen

Daha sonra, Kübik model kullanılarak model katsayılarının belirlenmesi amacıyla çoklu regresyon analizi yapılmış ve birim enerji model eşitliği elde edilmiştir. Kurulan Kübik modelin geçerliliği ise varyans analizi ile test edilmiştir. Elde edilen sonuçlar sırasıyla Çizelge 9 ve Çizelge 10'da verilmiştir.

Çizelge 9. Birim enerjiye ait çoklu regresyon analizi sonuçları

Faktör	Katsayı Kestirimi	Serbestlik Derecesi	Standard Hata
Sabit	1,45	1	0,059
Çevresel Hız (ÇH)	-0,75	1	0,14
Kesme Hızı (KH)	-0,58	1	0,13
(ÇH) (KH)	-0,10	1	0,061
(ÇH) ²	0,30	1	0,072
(KH) ²	0,23	1	0,074
(ÇH) ² (KH)	0,13	1	0,10
(ÇH) (KH) ²	0,33	1	0,10
(ÇH) ³	0,31	1	0,14
(KH) ³	0,36	1	0,14

Çizelge 10 Birim enerjiye ait çoklu regresyon modelinin varyans analizi

Kaynak	KT	SD	OK	FD	O	S
Model	3,58	9	0,40	15,18	< 0,0001	Anlamlı
Çevresel Hız (ÇH)	0,79	1	0,79	30,22	< 0,0001	
Kesme Hızı (KH)	0,50	1	0,50	19,15	0,0003	
(ÇH) (KH)	0,08	1	0,08	2,98	0,0999	
(ÇH) ²	0,46	1	0,46	17,65	0,0004	
(KH) ²	0,24	1	0,24	9,29	0,0063	
(ÇH) ² (KH)	0,04	1	0,04	1,60	0,2202	
(ÇH) (KH) ²	0,25	1	0,25	9,71	0,0055	
(ÇH) ³	0,12	1	0,12	4,75	0,0415	
(KH) ³	0,17	1	0,17	6,53	0,0189	
Artık	0,52	20	0,03			
Toplam	4,10	29				

(KT: Karelerin Toplamı, SD: Serbestlik Derecesi, OK: Ortalamının Karesi, FD: F Değeri, O: Olasılık, S: Sonuç)

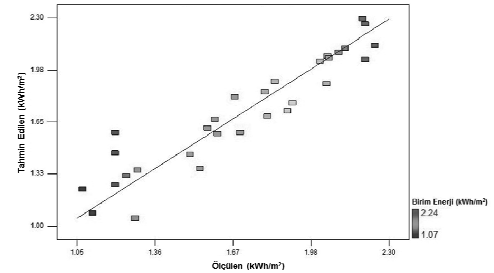
Çizelge 9'da verilen regresyon katsayılarına bağlı olarak kurulan kübik model %99 ($\alpha=0,01$) güvenilirlik seviyesinde (* $P=0,0001<\alpha=0,01$) istatistiksel olarak anlamlıdır. Belirtme katsayısı (R^2) olarak bilinen bağımsız değişkenlerin bağımlı değişkeni açıklama oranı ise 0,99 gibi oldukça yüksek bir değerdir. Bu nedenle bu model eşitlik

kullanılarak rahatlıkla deney yapılmayan kısımlardaki noktaların kestirimi yapılabilir.

Çizelge 9'a göre kurulan birim enerjiye ait kübik modelin eşitlik formülü ise aşağıdaki gibi bulunmuştur;

$$\text{Birim Enerji} = + 1,45 - 0,75 * (\text{ÇH}) - 0,58 * (\text{KH}) - 0,10 * (\text{ÇH}) * (\text{KH}) + 0,30 * (\text{ÇH})^2 + 0,23 * (\text{KH})^2 + 0,13 * (\text{ÇH})^2 * (\text{KH}) + 0,33 * (\text{ÇH}) * (\text{KH})^2 + 0,31 * (\text{ÇH})^3 + 0,36 * (\text{KH})^3$$

Bununla birlikte deneysel çalışmalardan elde edilen birim enerji ölçüm sonuçları ile modelden tahmin edilen sonuçlar arasındaki saçılım grafiği Şekil 7'de verilmiştir. Bu saçılım grafiği incelendiğinde, modelden elde edilen sonuçların ölçüm sonuçlarını oldukça iyi bir şekilde yansıttığı görülmektedir.



Şekil 7. Birim enerji için tahmin edilen-ölçülen değerler arasındaki ilişki

2.3.4 Optimizasyon

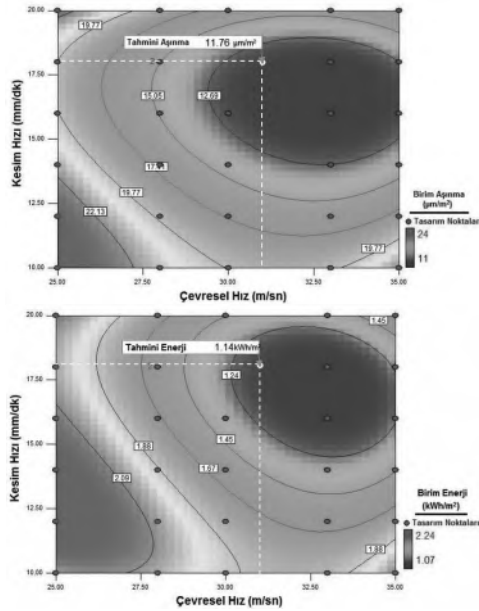
Bu çalışmanın temel amacı, Afyon Beyaz doğal taş numunesinin tectelli kesme makineleri ile kesiminde birim aşınma ve birim enerji değerlerini en düşük seviyede tutacak en uygun kesme hızı ve çevresel hız değerlerinin belirlenmesidir. Bu amaçla diğer analizlerde olduğu gibi optimizasyon işleminde de **Design Expert 7.1** istatistik analiz programı kullanılmıştır. Bir optimizasyon işleminde temel olay optimizasyonun neye göre yapılacağı, yani kısıtlamaların neler olduğunun tanımlanmasıdır. Bu nedenle burada öncelikle tasarım sınırlamaları tanımlanmıştır. Afyon Beyaz doğal taş numunesi için en uygun noktaların belirlenmesinde kullanılan tasarım sınırlamaları Çizelge 11'de verilmiştir. **Design Expert 7.1** istatistik programı kullanılarak Çizelge 11'de belirtilen tasarım sınırlamaları göz önüne alınarak Afyon Beyaz doğal taş numunesi için sayısal yöntemle belirlenen en uygun noktalar Çizelge 12'de, birim aşınmaya ve birim enerjiye göre kesilebilirlik abakları ise Şekil 8'de verilmiştir.

Çizelge 11. Afyon Beyaz için en uygun noktaların belirlenmesinde kullanılan tasarım sınırlamaları

Parametre Adı	Çevresel Hız (m/s)	Kesme Hızı (mm/dak)	Birim Aşınma ($\mu\text{m}/\text{m}^2$)	Birim Enerji (kWh/m^2)
Hedef	En Düşük	En Yüksek	En Düşük	En Düşük
Alt Limit	25	10	11	1,07
Üst Limit	35	20	24	2,24
Önemlilik	3	5	5	5

Çizelge 12. Afyon Beyaz doğal taş numunesi için en uygun çalışma koşulları

Çevresel Hız (m/s)	Kesme Hızı (mm/dk)	Birim Aşınma ($\mu\text{m}/\text{m}^2$)	Birim Enerji (kWh/m^2)	Arzu Edilebilirlik Düzeyi
30,99	18,09	1,14	11,76	0,782



Şekil 8. Afyon Beyaz numunesi için birim aşınmaya ve birim enerjiye göre kesilebilirlik abakları

3 SONUÇLAR

Elmas telli kesme yöntemi, doğal taş ocaklarında blok üretiminden nihai ürüne kadar olan birçok aşamadaki makinelerde kullanılan vazgeçilmez ekipmanlardır. Doğal taş sektöründe kullanılan tektelli kesme sisteminde kesime etki eden parametrelerin ayrıntılı bir şekilde incelenememesi ve optimum çalışma koşullarının belirlenmesine yönelik çalışmaların eksikliği, işletmelerde kesilen kayalara uygun parametrelerde kesimlerin

yapılmamasına neden olmaktadır. Bu nedenle gerçekleştirilen optimizasyon çalışmasıyla, kesilecek kayaca uygun kesim parametrelerinin belirlenmesi hedeflenmiştir. Bu çalışmada, birim aşınma ve birim enerji değerleri göz önüne alınarak Afyon Beyaz mermer numunesi için tel dönüş hızı ve tel iniş hızlarının optimum noktaları Design Expert 7.1 istatistik programı kullanılarak tespit edilmiştir. Sonuç olarak, 30,99 m/s tel dönüş hızı ve 18,09 mm/dk tel iniş hızı değerlerinin Afyon Beyaz mermer numunesi için optimum kesme koşulları olduğu belirlenmiştir.

Bu çalışma sonucunda birim aşınma ve birim enerji için geliştirilen modelin tahmin grafiği kullanılarak farklı kesim koşullarında yapılacak olan kesimlerde karşılaşılabilecek birim aşınma ve birim enerji değerleri belirlenebilecektir. Bu tip grafiklerin oluşturulmasıyla tektelli kesim sistemini kullanan tesislerde, uygulanacak çalışma koşullarında karşılaşılabilecek birim aşınma ve birim enerji değerleri önceden kestirilebilecektir. Bu da kesim maliyetlerinin önceden tespit edilebilmesine imkân sağlayacaktır. Aynı zamanda, önceden kestirilecek olan birim aşınma değerleri uygulanacak kesim koşulunda elmas boncuk ömrünün belirlenmesini de sağlayacaktır.

KAYNAKLAR

- ISRM, 1981, Rock Characterization Testing and Monitoring; Suggested Methods, Oxford, 16.
- Kulaksız, S., 2005, Edt., Doğal Taş (Mermer) İşletmeciliği ve İşletme Teknolojileri, Maden Mühendisleri Odası Yayını, 102, Ankara.
- Özçelik, Y., Yılmazkaya, E., 2010, Elmas Telli Kesme Yönteminde Elmas Boncukların Kesme Performansının Boncuk Ömrü Boyunca Değişiminin İncelenmesi, Proje No: 0601602008, Hacettepe Üniversitesi Bilimsel Araştırma Bilimi.
- Özçelik, Y., Kanbir, E.S., 2010, Development of Cuttability Abacuses In Diamond Wire Cutting Method, 7th International Marble and Natural Stone Congress, Afyonkarahisar, Turkey.
- Pellegrini, Meccanica, 2013, http://www.pellegrini.net/INGLESE/storia_ING.html
- TSE, 1987, Tabii Yapı Taşları- Muayene ve Deney Metotları, TS 699, TSE Yayını, 82.Polat, E., 2002, Mermerlerin Elmas Tel ile Kesiminde Dokusal Özelliklerin Etkisinin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.
- Yılmazkaya E., 2007, Elmas Telli Kesme Yöntemiyle Blok Üretimine Etki Eden Bazı Faktörlerin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.
- Yılmazkaya E. 2013, Bilgisayar Kontrollü Tektel Sistemi İle Blok Kesmede Etkin Faktörlerin İncelenmesi, Doktora Tezi, Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.

Elmas tel kesme yönteminde granit türü kayalar için kesilebilirlik abağının geliştirilmesi

Development of cuttability abacuses for granitic rocks in diamond wire cutting method

E. S. Kanbir

Ahi Evran Üniversitesi, Kaman Meslek Yüksekokulu, Kırşehir, TÜRKİYE

Y.Özçelik

Hacettepe Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Ankara, TÜRKİYE

ÖZET: Bu çalışmanın amacı, 10 farklı granit türü kayaç ile Tek Boncuk Test Cihazı kullanılarak, bu kayaç grubunun genelini yansıtabilecek şekilde optimum çalışma koşullarının belirlenmesi ve kesilebilirlik abaklarının geliştirilmesidir. Kesimlerde kullanılan numuneler, özel olarak tasarlanmış özel bir karotiyer kullanılarak hazırlanmıştır. Kesimler Tek Boncuk Test Cihazı üzerinde dört farklı elmas boncuk devir sayısı (1100, 1300, 1500 ve 1700 d/dk) ve 4 farklı numune devir sayılarında (150, 175, 200 ve 225 d/dk) yapılmıştır. Bu iki parametre, arazi koşullarında yapılan kesimlerde temel çalışma parametreleri olan çevresel hız ve kasnak devir sayısını yansıtmaktadır. Kesimlerden elde edilen sonuçlar her bir granit numunesi için kullanılarak geneli yansıtabilecek şekilde kesme hızı ve birim aşınmaya yönelik kesilebilirlik abakları oluşturulmuştur. Bunun için bir istatistiki yazılım olan, Design Expert 7.1 kullanılmıştır. Oluşturulan bu abaklar, doğal taş endüstrisine elmas tel kesme makinelerinin daha verimli bir şekilde kullanılmaları için katkıda bulunacaktır.

ABSTRACT: The aim of this study is to determine optimum working conditions and to develop cuttability abacuses in diamond wire cutting with single bead test machine for 10 different type of granit samples in general. The rock samples used in cuttings were prepared with exclusively designed core drill. Cuttings were performed with single bead test machine at four different rotational speeds of diamond bead (1100, 1300, 1500 and 1700 rpm) and four different rotational speeds of natural stone sample (150, 175, 200 and 225 rpm). These two parameters reflect the peripheral speed and hoop rotation of the diamond wire which are the main working parameters in the field. Cuttability abacuses for diamond wire cutting in terms of the cutting rate and unit wear on diamond bead were developed by using a Statistical Software (Design Expert 7.1) for granite samples by using the results. These abacuses would contribute to natural stone industry for more efficient usage of diamond wire cutting machine.

1 GİRİŞ

Günümüzde mermer ocaklarında yaygın olarak elmas telli kesme yöntemi kullanılmaktadır. Bu yöntemde, kaya kütlesinden elmas boncuklu tel kullanılarak düzgün geometrik şekilli blok çıkarılmaktadır.

Kısa süreli geçmişine karşın getirdiği avantajlar sayesinde elmas telli kesme makinesi birçok sektörde kendisine, kullanımda sürekli sağlamlaşan bir yer edinmiştir. Özellikle alternatiflerinin veremediği hız, emniyet, son ürüne ulaşmaktaki kolaylıklar, üretim esnasında operatöre ihtiyaç

duyulmaması gibi avantajlar makineye olan talebi arttırmıştır (Hanecioglu, 2006).

Elmas telli kesme makineleri ile üretim yapılan mermer ocaklarında, kesme makineleri sabit yatırımlar olup, değişken maliyetleri ise elmas boncuklar oluşturur. Bu yüzden elmas boncuklardaki aşınmaların kontrolü bir işletmedeki maliyetleri azaltmaya yardımcı olmaktadır. Bununla birlikte, bir mermer işletmesinin ekonomikliğini en fazla etkileyen boncuklardaki aşınma miktarının kesim yapmadan önce belirlenmesi, kullanılacak elmas boncuğun kesilecek kayaya uygun olup olmadığının tespit edilmesi ve şartların ona göre ayarlanması

elmas tel kesme yönteminde çok önemli konuları oluşturmaktadır (Özçelik, 1999).

Elmas telli kesme yönteminde değişken giderleri oluşturan elmas boncuk aşınmalarının kontrol edilebilmesi amacıyla bazı çalışmalar yapılmaktadır. Ancak bu çalışmaların ocak şartlarında yapıyor olması birçok mahzuru ortaya çıkarmaktadır. Bunların başında ortam koşullarından dolayı yaşanan çalışma zorlukları, çalışma maliyetleri ve zaman kaybı gelmektedir.

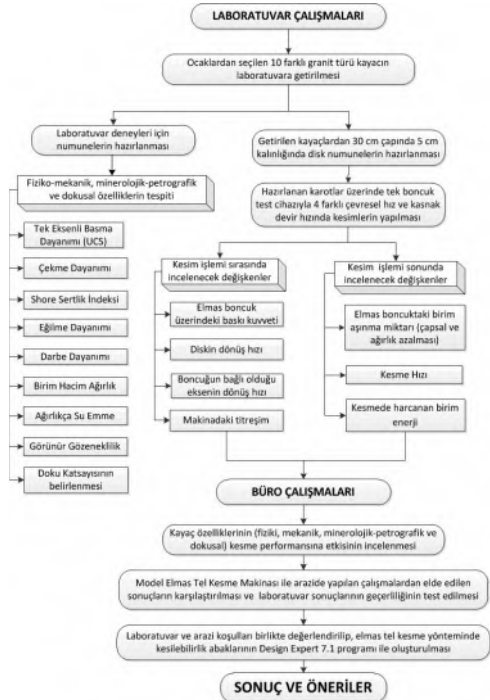
Doğal taş üreticilerinin uygun elmas boncuk seçimi yapabilmeleri için kesecekleri kayaç özelliklerini, uygulayacakları kesim koşullarını ve bunlarla, kullanılacak elmas boncuk parametreleri arasındaki ilişkileri belirlemeleri gerekmektedir. Kayaçların fiziki, mekanik, mineralojik ve petrografik özelliklerinin ve kesim koşullarının elmas boncuklarda meydana gelen aşınmalar ve kesim hızı üzerinde etkili olduğu bir gerçektir. Bu yüzden kesilecek kayacın fiziki, mekanik, mineralojik, petrografik özelliklerinin ve kesim koşullarının elmas boncuklardaki aşınmalar üzerine etkilerinin ve elmas boncuk parametreleri ile olan ilişkilerinin bilinmesi önemli bir konuyu oluşturmaktadır. Bu bilgiler ile kesim parametrelerinin ayarlanması ve en uygun kesim koşullarının belirlenmesi sağlanabilir. Elmas telli kesme yönteminde kesim performansına etki eden parametreler genel olarak kesilecek kayacın özelliklerine göre; sabit faktörler ve değiştirilebilir ya da kısmen değiştirilebilir özellikler olmak üzere iki gruba ayrılabilir. Değiştirilebilir ya da kısmen değiştirilebilir özellikler ise kesme ekipmanının özellikleri ile çevre ve çalışma koşulları olmak üzere ikiye ayrılabilir (Özçelik, 1999).

Bu zorluklar göz önüne alınarak Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü'nde Tek Boncuk Test Cihazı geliştirilmiş ve laboratuvar ortamında kesim çalışmalarının yapılabilmesi olanağı olmuştur.

Bu çalışmada, elmas boncuklarda meydana gelen birim aşınma ve kesim hızı göz önüne alınarak optimum makine çalışma koşullarının (çevresel hız ve kasnak devir hızı) özel bir istatistik program kullanılarak (Design Expert 7.1) belirlenmesi amaçlanmıştır.

2 ÇALIŞMA METODOLOJİSİ

Tek Boncuk Test Cihazı kullanılarak yapılan deneysel çalışmalar kapsamında izlenen yöntem Şekil 1'de verilmiştir.



Şekil 1. Çalışma kapsamında izlenen yöntem

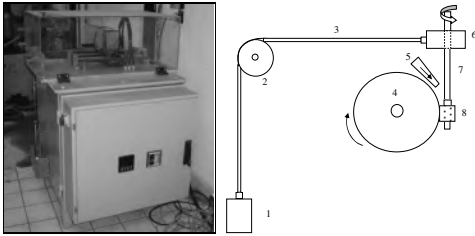
Tek boncuk test cihazı ile yapılan çalışmalarda, elmas boncuğa hareket veren; boncuk motoru devir sayısı, ve kesilecek kayacın takılı olduğu mermer numunesi motorunun devir sayısı olmak üzere iki farklı parametre kullanılmıştır. Bu parametrelerden boncuk motoru devir sayısı 1100, 1300, 1500 ve 1700 d/dk, mermer numunesi motorunun devir sayısı ise 150, 175, 200 ve 225 d/dk olacak şekilde seçilmiştir. Bu parametreler seçilirken elmas telli kesme makinesiyle arazide uygulanan makine çalışma parametreleri göz önüne alınmıştır. Elmas telli kesme makinesindeki çevresel hız ve kasnak devir hızları tek boncuk test cihazında, boncuk motoru devir sayısı ve kayaç motoru devir sayısı ile karşılık gelmektedir. Bunların arazideki karşılıkları Kanbir, 2007 tarafından yapılan çalışmada ortaya konmuş ve Çizelge 2'de verilmiştir.

Çizelge 2. Kasnak çapı ve dönüş hızına bağlı olarak hesaplanan boncuk ve mermer numunesi motoru devir sayıları

Kasnak Devir Sayısı (d/dk)	Boncuk Devir Sayısı (d/dk)	Kasnak Çapı (cm)			
		50	60	70	80
900	1620	173	207	242	276
1000	1800	198	239	268	306
1100	1980	211	253	296	337
1200	2160	230	276	323	369
Numune Devir Sayısı (d/dk)					

2.1 Tek boncuk test makinesinin tanıtılması

Kesim işleminin, kesilen kayaç için en uygun hale getirilmesi, değişken parametrelerin sağlıklı bir biçimde tespit edilmesiyle mümkündür. Bu araştırma için tasarlanan ve kullanılan tek boncuk test cihazı Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü'nde geliştirilmiştir.



Şekil 2. Çalışmada kullanılan tek boncuk test cihazının görünümü

Bu makine (Şekil 2), kesim sırasında etkili olan makine parametrelerinin (titreşim, kullanılan enerji vb.) belirlenebildiği ve kesim koşullarının (boncuk devir sayısı, numune devir sayısı, kesim hızı vb.) hassas şekilde kontrol edilebildiği bir kesim makinesidir.

Şekil 2' den de görülebileceği gibi test makinesi biri mermer numunesini (4) döndüren, diğeri elmas boncuğu (8) döndüren iki adet motora, elmas boncuğu kesilecek numuneye yaklaştırıp basınç uygulayan hareketli bir düzeneğe (1, 2 ve 3) sahiptir. Kesimler yapılırken her iki motor da hareket halindedir ve belirlenen yük değeri uygulanarak, elmas boncuğun mermer numunesine baskı yapması sağlanmaktadır. Sistemde deney düzeneğini kontrol etmek ve deney sırasında veri kaydını sağlama amaçlı, özel olarak yazılmış bir otomasyon programı kullanılmaktadır.

2.2 Kesilen malzemenin özellikleri

Bu çalışmada kesme deneylerinde, Türkiye'nin farklı bölgelerinden, 10 farklı granit kullanılmıştır. Kesim işlemlerinde 300 mm dış çapa, 60 mm iç çapa ve 50 mm kalınlığa sahip numuneler kullanılmıştır. Test edilen granit türü kayalar ve bazı fiziksel ve mekanik özellikleri Çizelge 3'de verilmiştir. Fiziksel ve mekanik özelliklerin belirlenmesinde ISRM (1981) tarafından önerilen deney yöntemleri kullanılmıştır.

Çizelge 3. Çalışmada kullanılan granit türü kayalar ve bazı fiziksel ve mekanik özellikleri

Doğal Taşlar	BHA (gr/cm ³)	GG (%)	S	TEB D (MPa)	B (cm ³ /50cm ²)
Kaman Gri	2,70	0,81	78	139,8	5,80
Savcılı (ince)	2,69	0,88	70	122,5	5,40
Savcılı (iri)	2,69	0,89	89	146,0	4,40
Bergama Gri	2,68	0,75	65	112,5	7,60
Aksaray Yaylak	2,60	1,10	80	155,9	4,70
Bianco Sardo	2,64	1,05	99	181,5	2,15
Siyah Büyü	2,63	0,90	76	135,0	5,60
Crema Lal	2,59	0,44	98	235,9	2,10
Giresun Vizon	2,67	0,89	72	135,0	6,10
Balaban Yeşili	2,71	0,77	68	152,1	7,50

*BHA: Birim Hacim Ağırlık, GG: Görünür Gözeneklilik, S: Shore Sertlik İndeksi, ED: Eğilme Dayanımı, TEB: Tek Eksenli Basınç Dayanımı, B: Böhme Aşınma İndeksi

2.3 İstatistiksel değerlendirmeler

Bu çalışma kapsamında verilerin analizi ve granit türü kayalar için numune devir sayısı ve boncuk motor devir sayısının en uygun değerlerini belirlemek amacıyla özel bir istatistiksel program olan Design Expert 7.1 kullanılmıştır.

2.3.1 Design Expert 7.1 programının tanıtılması

Design Expert 7.1, deneysel optimizasyon işlemleri için geliştirilmiş, deneylerin etkin bir biçimde farklı yöntemlere göre en uygun şekilde tasarımı yapabilen ve yaygın olarak kullanılan bir programdır. Belirlenen tasarıma göre deneyler yapıldıktan ve elde edilen sonuçlar programa

girildikten sonra bağımlı değişkenler için (yanıtlar) en uygun model eşitlikler üretmekte ve türetilen eşitlikler yardımıyla optimum noktaların belirlenmesi işlemini yapabilmektedir. Optimum çalışma noktaları ve bu noktalarda yapılacak deneyler sonucunda elde edilebilecek tahmini sonuçların (yanıtlar) görüntülenmesi bu programla mümkündür.

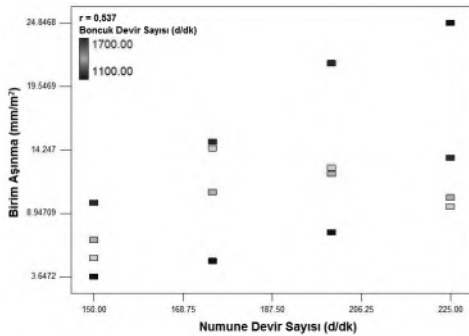
2.3.2 Tasarım özetinin oluşturulması

İstatistiksel analizlere geçmeden önce faktörler ve yanıtlarla ilgili her bir değişkene ilişkin özellikleri yansıtan bilgiler analiz edilmiştir. Bu bilgiler değişkenlere ilişkin dağılımları betimlemek için ortalama ve standart sapma gibi bilgilerden ve ayrıca modelleme çalışmalarında kullanılacak yöntem ve modellerin tanımlanmasından oluşmaktadır. Bu çalışmada kullanılan tasarım özellikleri Çizelge 4’de, faktör ve yanıtlarla ilgili betimsel (tanımlayıcı) istatistikî bilgiler ise sırasıyla Çizelge 5 ve 6’de verilmiştir.

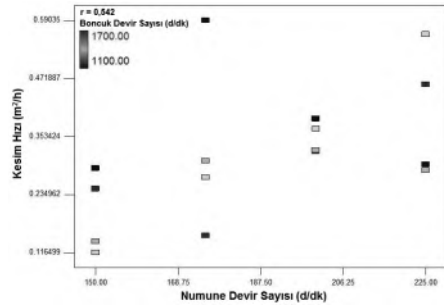
Çizelge 4. Çalışmada kullanılan istatistiksel tasarım özellikleri

Çalışma tipi	Faktöriyel
Başlangıç Tasarım	D-optimal, Nokta değişimi
Tasarım Modeli	2FI
Deney Sayısı	16

Tanımlayıcı istatistiklere ilaveten birim aşınma ve kesme hızı ile numune devir sayısı arasındaki birebir ilişkiler farklı boncuk devir sayısı değerlerinde incelenmiş ve elde edilen sonuçlar Şekil 3 ve 4’de verilmiştir.



Şekil 3. Farklı boncuk devir sayılarında birim aşınma ile numune devir sayısı arasındaki ilişkiler



Şekil 4. Farklı boncuk devir sayılarında kesim hızı ile numune devir sayısı arasındaki ilişkiler

Çizelge 5. Faktörlere ait tanımlayıcı istatistiksel bilgiler

Adı	Faktör Adı	
	Numune Devir Sayısı (NDS)	Boncuk Devir Sayısı (BDS)
Birimi	d/dk	d/dk
Tipi	Sayısal	Sayısal
Minimum	150,00	1100,00
Maksimum	225,00	1700,00
Ortalama	187,50	1400,00
Std. Sapma	27,95	223,607

Çizelge 6. Yanıtlara ait tanımlayıcı istatistiksel bilgiler

Adı	Birim Aşınma (BA)	Kesim Hızı (KH)
Birimi	mm/m²	m²/h
Veri Sayısı	16	16
Analiz	Polinomial	Polinomial
Min.	3,65	0,12
Maks.	24,85	0,59
Ort.	11,40	0,32
Std. Sapma	5,58	0,13

Çoğu bilimsel mekanizmanın karmaşıklığı önemli çıktılarının (yanıtların) tahmin edilebilmesindeki güçlükten kaynaklanmaktadır. Bu amaçla genellikle basit veya çoklu regresyon modelleri kullanılmaktadır. Regresyon analizi için kurulan model, bağımlı (açıklanan) değişken ve bağımsız (açıklayan) değişkenleri içeren bir modeldir. Böyle bir modelde; bağımlı değişkendeki değişim, bağımsız değişkenler ile açıklanmaya çalışılır. Belirtme katsayısı (r^2) olarak bilinen bağımsız değişkenlerin bağımlı değişkeni açıklama oranı ise modeldeki açıklama miktarının açıklanamayan miktara olan oranıdır. Regresyon katsayısı ise, ilgili bağımsız değişkendeki bir birimlik artışın bağımlı değişkende yaratacağı değişim miktarıdır. Basit veya

çoklu regresyon modellerinin kurulmasında ilk aşama katsayıların belirlenmesi, daha sonra, model geçerliliğinin varyans analizi ile istatistikî testidir. Buradaki varyans analizinden kastedilen, modeldeki değişimi (toplam varyansın) bileşenlerine ayrılması suretiyle değişimin kaynaklarının araştırılmasıdır. Buradan elde edilen sonuçların sergilendiği tablolara ANOVA (Analysis of Variance-varyans Analizi) tabloları adı verilmektedir. Tablolarda her bir değişim kaynağı serbestlik dereceleri ile beraber F istatistiğinin ihtiyaç duyduğu değerler yer almaktadır. ANOVA tablolarındaki amaçlardan birisi bileşenlere ilişkin varyansları ve her iki varyansın oranı olan F değerini belirlemektir. Tablolardaki kareler ortalaması, ait olduğu bileşenin varyansını vermektedir. Tablolardan elde edilen F değeri genel modelin geçerliliği için test edilecek değerdir. Regresyon analizinde ve diğer modellerde F değeri ve ANOVA sonuçları, kurulan modelin geçerliliğini yani sistemi temsil edebilirliğini göstermektedir.

2.3.3. Birim aşınmayla ilgili istatistiksel değerlendirmeler

Numune devir sayısı ve boncuk devir sayıları kullanılarak birim aşınmaların tahmin edilmesi amacıyla çoklu regresyon analizi yapılmış ve birim aşınma model eşitliği elde edilmiştir. Yapılan analizlerde istatistiksel olarak en yüksek anlamlılığa sahip kübik model, birim aşınmanın tahmin edilmesi için en uygun model olarak seçilmiştir (Çizelge 7). Kurulan modelin (kübik model) geçerliliği ise varyans analizi ile test edilmiştir. Elde edilen sonuçlar sırasıyla Çizelge 8 ve 9'de verilmiştir.

Çizelge 7. Birim aşınmaya ait istatistiksel analiz sonuçları

Kaynak	R ²	Düzeltilmiş R ²	Tahmini R ²
Lineer	0,3761	0,2801	-0,0767
2FI	0,4823	0,3528	-0,1931
Kuadratik	0,5560	0,3341	-0,7081
<u>Kübik</u>	<u>0,8762</u>	<u>0,6905</u>	<u>-0,8708</u>

Çizelge 8. Birim aşınmaya ait çoklu regresyon analizi sonuçları

Faktör	Katsayı Kestirimi	Serbestlik Derecesi	Standard Hata
Sabit	11,11	1	1,63
NDS	0,39	1	4,05
BDS	4,91	1	4,05
(NDS)(BDS)	-3,27	1	1,44
(NDS) ²	-2,14	1	1,80
(BDS) ²	2,65	1	1,80
(NDS)2(BDS)	-7,95	1	2,42
(NDS) (BDS) ²	5,10	1	2,42
(NDS ³)	0,88	1	4,03
(BDS ³)	1,88	1	4,03

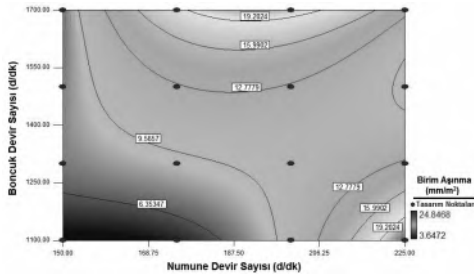
Çizelge 9. Birim aşınmaya ait çoklu regresyon modelinin varyans analizi

Kaynak	Kare Toplam	Serbestlik	Kare Ort.	Olasılık
Model	435,75	9	48,42	0,0363
NDS	0,093	1	0,093	0,9272
BDS	15,07	1	15,07	0,2712
(NDS)(BDS)	52,82	1	52,82	0,0638
(NDS) ²	14,45	1	14,45	0,2803
(BDS) ²	22,25	1	22,25	0,1913
(NDS)2(BDS)	110,83	1	110,83	0,0167
(NDS) (BDS) ²	45,67	1	45,67	0,0794
(NDS ³)	0,49	1	0,49	0,8346
(BDS ³)	2,23	1	2,23	0,6575
Artık	61,57	6	10,26	
Toplam	497,32	15		

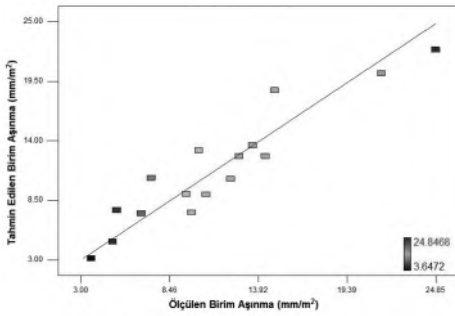
Çizelge 8'de verilen regresyon katsayılarına bağlı olarak kurulan model 99% ($\alpha=0.01$) güvenilirlik seviyesinde (*P=0.0001< α =0.01) istatistikî olarak anlamlıdır. Geliştirilen modelin tahmin grafiği Şekil 5'te verilmiştir. Çizelge 8'e göre kurulan kübik modelin formülü ise aşağıdaki gibidir;

$$\text{Birim Aşınma (BA)} = + 11.11 + 0.39*(\text{NDS}) + 4.91*(\text{BDS}) - 3.27*(\text{NDS})*(\text{BDS}) - 2.14*(\text{NDS})^2 + 2.65*(\text{BDS})^2 - 7.95*(\text{NDS})^2*(\text{BDS}) + 5.10*(\text{NDS})*(\text{BDS})^2 + 0.88*(\text{NDS})^3 + 1.88*(\text{BDS})^3$$

Bir regresyon modelinin istatistikî olarak anlamlı olup olmadığını varyans analizi yöntemiyle test etmek olanaklıdır. Bununla birlikte aynı amaca hizmet eden değişik yaklaşımlar da söz konusudur. Bunlardan birisi de deneysel çalışmalardan elde edilen ölçüm sonuçları ile modelden elde edilen sonuçlar arasındaki saçılım grafiğine bakmaktır. Bu amaçla birim aşınma için elde edilen grafik Şekil 6'da verilmiştir. Şekil 5 incelendiğinde modelden elde edilen sonuçların ölçüm sonuçlarını oldukça iyi bir şekilde yansıttığı görülmektedir.



Şekil 5. Birim aşınma için geliştirilen modelin tahmin grafiği



Şekil 6. Birim aşınma için tahmin edilen-ölçülen değerler arasındaki ilişki

2.3.4. Kesim hızı ile ilgili istatistikî değerlendirmeler

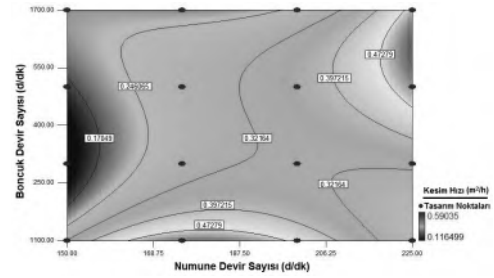
Numune devir sayısı ve borcuk devir sayısı kullanılarak kesim hızının tahmin edilmesi amacıyla yapılan analizlerde kübik model en yüksek anlamlılığı vermiştir (Çizelge 10). Kübik model kullanılarak kesim hızı model eşitliği elde edilmiştir. Kurulan modelin (kübik model) geçerliliği ise varyans analizi ile test edilmiştir. Kesim hızına ait istatistiksel analiz sonuçları Çizelge 10'da, çoklu regresyon analizi sonuçları Çizelge 11'de, varyans analizi sonuçları ise Çizelge 12'de verilmiştir. Çizelge 11'de verilen regresyon katsayılarına bağlı olarak kurulan model %99 ($\alpha=0,01$) güvenilirlik seviyesinde (* $P=0,0028<\alpha=0,01$) istatistikî olarak anlamlıdır. Geliştirilen modelin tahmini grafiği Şekil 7'de verilmiştir.

Çizelge 10. Kesim hızına ait istatistiksel analiz sonuçları

Kaynak	R ²	Düzeltil. R ²	Tahmini R ²
Lineer	0,3300	0,2269	-0,0675
2FI	0,4731	0,3413	-0,0740
Kuadratik	0,5304	0,2955	-0,5216
Kübik	0,8872	0,7180	-0,6650

Çizelge 11. Kesim hızına ait çoklu regresyon analizi sonuçları

Faktör	Katsayı	Serbestlik	Standard
	Kestirimi	Derecesi	Hata
Intercept	0,32	1	0,036
NDH	0,085	1	0,090
BDH	0,018	1	0,090
(NDH)(BDH)	0,089	1	0,032
(NDH) ²	-0,046	1	0,040
(BDH)	0,053	1	0,040
(NDH) ² (BDH)	0,18	1	0,054
(NDH)(BDH) ²	-0,11	1	0,054
(NDH) ³	0,075	1	0,090
(BDH) ³	-0,17	1	0,090

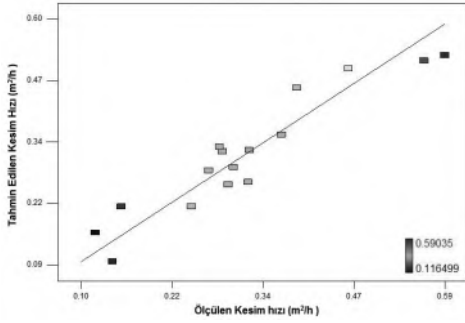


Şekil 7. Kesim hızı için geliştirilen modelin tahmin grafiği

Çizelge 11'e göre kurulan kübik modelin formülü ise aşağıdaki gibidir;

$$\text{Kesim Hızı (KH)} = +0.53 + 0.38(\text{NDH}) - 0.63(\text{BDH}) - 0.020(\text{NDH})(\text{BDH}) - 8.983\text{E-}003(\text{BDH})^2 + 0.096(\text{BDH})^2 + 0.030(\text{NDH})^2(\text{BDH}) - 0.22(\text{NDH})(\text{BDH})^2 - 0.079(\text{NDH})^3 + 0.62(\text{BDH})^3$$

Bununla birlikte deneysel çalışmalardan elde edilen birim enerji ölçüm sonuçları ile modelden tahmin edilen sonuçlar arasındaki saçılım grafiği Şekil 8'de verilmiştir. Şekil 8 incelendiğinde modelden elde edilen sonuçların ölçüm sonuçlarını oldukça iyi bir şekilde yansıttığı görülmektedir.



Şekil 8. Kesim hızı için tahmin edilen-ölçülen değerler arasındaki ilişki

Çizelge 12. Kesim hızına ait çoklu regresyon modelinin varyans analizi

Kaynak	Kare. Top.	Serbestlik	Kare. Ort	Olasılık
Model	0,2400	9	0,0270	0,0283
NDH	0,0045	1	0,0045	0,3827
BDH	0,0002	1	0,0002	0,8478
(NDH)(BDH)	0,0390	1	0,0390	0,0329
(NDH) ²	0,0067	1	0,0067	0,2946
(BDH) ²	0,0088	1	0,0088	0,2366
(NDH) ² (BDH)	0,0560	1	0,0560	0,0160
(NDH)(BDH) ²	0,0200	1	0,0200	0,0964
(NDH) ³	0,0036	1	0,0036	0,4343
(BDH) ³	0,0170	1	0,0170	0,1152
Artık	0,0310	6	0,0051	
Toplam	0,2700	15		

2.3.5 Optimizasyon

Bu çalışmanın temel amacı, 10 farklı granit numunesi için geneli yansıtacak şekilde, elmas tel ile kesiminde birim aşınma değerlerini minimum, kesim hızı değerlerini maksimum yapacak optimum boncuk devir sayısı ve numune devir sayısı değerlerinin belirlenmesidir. Bu amaçla yine yukarıda açıklanan Design Expert 7.1 programı kullanılmıştır. Burada öncelikle tasarım sınırlamaları tanımlanmıştır. 10 adet granit numunesinin genel ortalaması için optimum noktaların belirlenmesinde kullanılan tasarım sınırlamaları Çizelge 13'de verilmiştir.

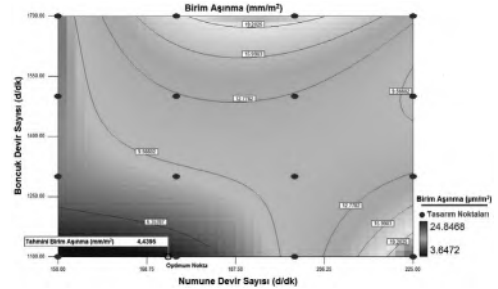
Çizelge 13. Granit numunleri için optimum noktaların belirlenmesinde kullanılan tasarım sınırlamaları

Parametre Adı	Hedef	Alt Limit	Üst Limit	Önem
Numune Devir Sayısı (d/dk)	Aralıkta	150,0	225,0	3
Boncuk Devir Sayısı (d/dk)	Aralıkta	1100,0	1700,0	3
Birim Aşınma (mm/m ²)	En düşük	3,65	24,85	5
Kesim Hızı (m ² /h)	En yüksek	0,12	0,59	5

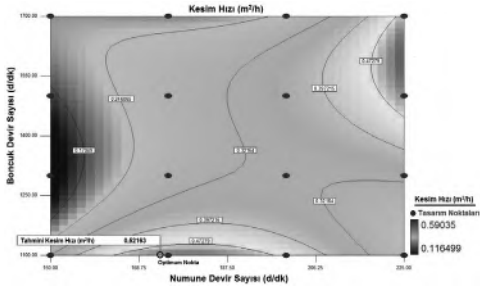
Design Expert 7.1 programı kullanılarak Çizelge 13'de belirtilen tasarım sınırlamaları göz önüne alınarak Granit türü kayalar için optimum çalışma koşulları belirlenen optimum noktalar Çizelge 14'de, optimum noktaların arzu edilebilirlik düzeyinde gösterimi ise Şekil 9 ve 10'da verilmiştir.

Çizelge 14. Granit türü kayalar için optimum çalışma koşulları

Numune Devir Sayısı (d/dk)	173,27
Boncuk Devir Sayısı (d/dk)	1100,00
Birim Aşınma (mm/m ²)	4,4374
Kesim Hızı (m ² /h)	0,5215
Arzu Edilebilirlik Düzeyi	0,907



Şekil 9. Birim aşınma için optimum noktaların gösterimi



Şekil 10. Kesim hızı için optimum noktaların gösterimi

3 SONUÇ VE ÖNERİLER

Ülkemizde madencilik açısından lokomotif bir görev üstlenen doğal taş sektöründe kaynakların verimli bir biçimde kullanılması, hem ülke ekonomisi hem de doğal kaynakların ziyan olmaması açısından önemli bir konudur. Bu yüzden, doğal taş üretimi sırasında kullanılan yöntem ve makinelerin verimli kullanımı çok önemlidir. Doğal taş sektöründe elmas telli kesim makineleri yoğun bir biçimde kullanılmaktadır. Bu çalışmada da sektörde yoğun bir biçimde kullanılan bu makinelerin özellikle granit gibi sert kayalarda daha verimli nasıl kullanılabileceğine yönelik kesim optimizasyonu çalışmaları yapılmış ve elde edilen sonuçlarla sektöre yeni bir açılım sağlanması hedeflenmiştir.

Bu çalışmada, elmas boncukta meydana gelen birim aşınma ve kesim hızı göz önüne alınarak 10 farklı granit numunesi için, geneli yansıtabilecek şekilde boncuk ve numune devir hızlarının optimum noktaları özel bir istatistiksel program kullanılarak (Design Expert 7.1) tespit edilmiştir. Sonuçta, 173,27 d/dk numune devir sayısı ve 1100,00 d/dk boncuk devir hızı noktalarının granit tüğrü kayalar için optimum kesme koşulları olduğu belirlenmiştir. Bu çalışma sonucu hazırlanan birim aşınma ve birim enerji için geliştirilen modelin tahmin grafiği kullanılarak farklı koşullarda (farklı numune ve boncuk devir sayılarında) yapılacak olan kesimlerde karşılaşılabilecek birim aşınma ve kesim hızı değerleri belirlenebilecektir. Bu tip grafiklerin oluşturulmasıyla elmas telli kesim sistemini kullanan granit ocaklarında, uygulanacak çalışma koşullarında karşılaşılabilecek birim aşınma ve kesim hızı değerleri önceden kestirilebilecektir. Bu da kesim maliyetlerinin önceden tespitine imkan sağlayacaktır. Aynı zamanda, önceden kestirilecek olan birim aşınma değerleri uygulanacak kesim

koşulunda elmas boncuk ömrünün belirlenmesini de sağlayacaktır. Böylece ocak sahipleri, yapacakları hızlı üretim için elmas boncukların ne kadar kesim yapacaklarını önceden kestirebileceklerdir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma “Elmas Tel Kesme Yönteminde Kesilebilirlik Abaklarının Oluşturulması ve Elmas Boncuk Kesme Mekanizmasının Sayısal Modellemesi” isimli ve 109M106 nolu TÜBİTAK projesi ile desteklenmiştir. Bu nedenle, TÜBİTAK-MAG grubuna ve ayrıca Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümüne maddi ve manevi desteklerinden dolayı teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

- Hanecioğlu, B., 2006, Pilot Model Elmas Telli Kesme Makinesinde Bazı Makine Parametrelerinin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara, 68 s.
- Kanbir, E.,S., 2007, Tek Boncuk Test Cihazında Kesmede Etkin Faktörlerin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara, 86 s.
- Özçelik, Y., 1999, Mermencilikte Elmas Tel Kesme Makinalarının Çalışma Koşullarının İncelenmesi, Doktora Tezi, Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara, 242 s.
- Özçelik, Y., 2008, Development of a Single Diamond Bead Test Machine for Marble Cutting, Industrial Diamond Review, Vol. 68. pp. 56-62

8. BÖLÜM

8. *CHAPTER*

KAYA MEKANİĞİ UYGULAMALARI

ROCK MECHANIC APPLICATIONS

Doğal bileşenli suni taş üretiminde agrega tane boyutunun ürünün fiziko-mekanik özelliklerine etkisi

Effect of aggregate size fraction for the physico-mechanical properties of the product in artificial stone production with natural components

L. Gündüz & İ. Elmakuşu

Süleyman Demirel Üniversitesi, Pomza Araştırma ve Uygulama Merkezi, Isparta

ÖZET: Bu çalışmada suni taş üretimi üzerine deneysel bir çalışma analiz edilmiştir. Özellikle doğal hafif agrega türevi olan volkanik cüruf oluşumları, 5 farklı tane boyutunda, suni taş örneklerinin fiziko-mekanik özelliklerine etkisi analiz edilmiştir. Çalışmada elde edilen tüm test örneklerin basınç dayanımı çekme dayanımı, içsel sürtünme açısı ve kırılma açısı gibi parametre ölçüm ve hesaplamaları yapılmış olup, malzeme bünyesindeki tane boyutunu etkileri irdelenmiştir.

ABSTRACT: In this study, an experimental tests work were carried out on the production of artificial stone. Especially volcanic slug formations as natural lightweight aggregate type were used as five different size fractions and the size fraction effects on physico-mechanical properties of artificial stone samples were analyzed. Compressive and shear strengths, internal friction angle and broken angle etc. parameters measurement and calculations for the entire test samples developed in this work were studied and the effects of size fraction in material structure were evaluated.

1 GİRİŞ

Doğal malzeme ve agrega türevlerinin inşaat sektöründeki birçok ürün türevlerinin üretiminde ana hammadde ya da katkı malzemesi olarak kullanımı, uzun dönemlerden beri kullanıla gelen bir gerçektir. Suni olarak elde edilen yapı ve/veya kaplama taşlarının bu sektörel alanda kullanımı da giderek önem kazanan bir durum sergilemektedir. Bu bağlamda farklı orijindeki doğal agrega türevleri, suni taşların üretiminde çoğunlukla bel kemiğini oluşturan malzeme kaynaklarını teşkil etmektedir. Ancak, suni olarak üretilen taş türevlerinin fiziko-mekanik özellikleri, üretimde kullanılan agrega tane boyutuna ve karışımın diğer parametrik değerlerine bağlı olarak değişim göstermektedir. Özellikle, suni taş ürünlerinin kaya mekaniği prensipleri çerçevesinde, kohezyon, içsel sürtünme açısı, içsel gerilme değerleri, basınç altında kırılma olguları, deformasyon karakteristiklikleri vb. gibi teknik özellikleri çok detaylı irdelenen ve sayısal değerleri de çok bilinen olgular olmadığı görülmektedir. Bu konuya bir ışık tutmak ve bu tarz ürünlerin kullanım yerlerine olan

uygunluk kriterlerinin belirlenmesi ve yukarıda söz konusu edilen bir seri teknik parametrelerin değerlerine cevap bulabilmek amacıyla, suni olarak üretilen taş türevlerinin teknik incelemesi bir dizi deneysel çalışmayla irdelenmiştir.

Suni taş üretimlerinde genellikle ana bağlayıcı eleman olarak çimento, kireç, doğal ve/veya suni reçineler ve puzolanik aktivite değerleri yüksek diğer türev malzemelerin kullanımları sıklıkla görülebilmektedir. Ancak, son yıllarda hızlı sertleşme ve yüksek dayanım karakteristiği sergileyebilmesi gibi sebeplerle soral çimento olarak da adlandırılan MgO ve MgCl₂ bileşikli suni taş üretimleri yaygınlaşmaktadır (Özer ve Kınkoğlu, 2001). Kullanılan agrega türüne de bağlı olmak koşuluyla genellikle bej rengi hakim olan bu ürünlerde, bağlayıcı malzemenin nihai ürünün teknik performansına etkin bir rol oynadığı kadar, ürün eldesi için hazırlanan hamur karışımında kullanılacak ana agrega boyutunun da şüphesiz çok önemli bir rolü yer almaktadır. Süleyman Demirel Üniversitesi, Pomza Araştırma ve Uygulama Merkezi laboratuvarlarında soral çimento bağlayıcılı ve farklı tane boyutlarında

agrega kullanımlarıyla elde edilen bir dizi suni taş ürünlerinin kohezyon, içsel sürtünme açısı, içsel gerilme değerleri, kayma gerime değerleri, sismik empedans vb. gibi fiziko-mekanik incelemeleri yapılmıştır. Bu makalede, sürdürülen bu inceleme bulgularından, laboratuvarda üretilen taş örneklerinin karışım kombinasyonlarındaki özellikle agrega tane boyutunun, ürünün fiziko-mekanik özelliklerine olan etkisi detaylı olarak irdelenmiş olup, pratik olarak kullanılabilecek metodolojik yaklaşımlar tartışılacaktır.

2 DOĞAL BİLEŞENLİ SUNİ TAŞ ÜRETİMİ

2.1 Kullanılan Malzemeler

Volkanik cüruf, çeşitli volkanik aktivitelere bağlı olarak, bazaltik karaktere sahip lavların, patlamanın oluşturduğu basıncın etkisiyle, çatlaklar boyunca sızması sonucu oluşan bazaltik-andezitik kompozisyona sahip, gözenekli, camı volkanik bir kayaç türüdür. Volkanik orijinli, boşluklu ve doğal gözenekli bir yapıya sahip olan cüruf oluşumları, volkanik faaliyetlerin bulunduğu dünyanın birçok bölgesinde bulunmaktadır. Ülkemiz, bu kayaç oluşumu ve ekonomik olarak değerlendirilebilirlik bakımından, önem arz etmektedir. Özellikle, Ege Bölgesi ve Akdeniz Bölgesinin bazı illerinde, oldukça geniş oluşumlara rastlamak mümkündür. Manisa bu iller arasında yer almaktadır. Özellikle, Manisa ili Kula ve Salıhlı ilçeleri çevresinde bulunan, volkanik cüruf oluşumlarının dağılımı göz önüne alındığında, bu volkanik kayaç oluşumlarının endüstriyel olarak değerlendirilebilirliği önemli olmaktadır (Demirdağ ve Gündüz, 2003).

Bu çalışmada, hazırlanan karışım kombinasyonlarında Salıhlı-Kula bölgesinden tedarik edilen volkanik cüruf agregaları, 5 farklı tane boyutunda sınıflandırılmıştır. Maksimum tane boyutu sırasıyla 4000 µm, 2000 µm, 800 µm, 400 µm ve 100 µm olacak şekilde sınıflandırılarak kullanılmıştır.

Karışım kombinasyonlarında bağlayıcı bileşen olarak kullanılmak üzere, belirli oranlarda kostik kalsine manyezit, ince boyutlarda testere tozu ile harmanlanarak modifiye magnezya malzemesi oluşturulmuştur. Kullanılan testere tozu ladin -çam ağacı orijinli, reçine içermeyen, maksimum rutubeti %15 ve 1 mm boyut altı organik bir dolgu malzemesi olarak kullanılmıştır. Bilindiği gibi, magnezyum oksit (MgO) genellikle manyezit (MgCO₃) mineralinden veya deniz sularından elde edilir. Manyezit (MgCO₃) mineralinden elde edilen magnezya, 900-1000°C sıcaklıkları arasında

kalsine edilmesi neticesinde elde edilir (Gündüz v.d., 2013). Kalsinasyon işlemi döner fırınlarda veya dik fırınlarda gerçekleştirilir. Dik fırınlarda genellikle 1 cm tane boyutu üstündeki, döner fırınlarda ise 1 cm tane boyutu altındaki manyezit cevheri kalsine edilir. Kalsine edilmiş manyezit minerali çeşitli tipte kırıcılar ile istenen boyuta göre kırılır ve öğütülür (Özer ve Kınkoğlu, 2001). Çizelge. 1'de DIN 273 standartlarına göre istenen kostik kalsine magnezya özellikleri verilmiştir (Özer ve Kınkoğlu, 2001).

Çizelge. 1 DIN 273 Standartlarına Göre Kostik Kalsine Magnezya Özellikleri (Özer ve Kınkoğlu, 2001).

Kimyasal Özellikler (%)	
MgO (Min.)	80
SiO ₂ +R ₂ O ₃ (Max.)	14
CaO (Max.)	4
Kızdırma Kaybı (Max.)	8

Tane Boyutu (Max.) (%)	
+ 0.200 mm	3
+ 0.125 mm	15
+ 0.090 mm	25

Karışım kombinasyonlarının tamamında ayrıca toz formda magnezyum klorür heksahidrat, yardımcı bileşen olarak kullanılmıştır. Bilindiği gibi magnezyum klorür heksahidrat (MgCl₂6H₂O), suda ve alkolde çözünür. Magnezyum klorür ısıtıldığında kısmi olarak hidrolize uğrar. Tuzlu su veya deniz suyundan ekstrakte edilir. Elektroliz kullanılarak magnezyum klorürden ekstrakte edilen magnezyum metalinin en çok bilinen kaynağıdır. Magnezyum klorür heksahidrat çimento, delme ve öğütme çarklarında, kimyasal üretim ve toz bağlamada, magnezyum metal üretiminde, ateş geçirmezlik ajanlarda, tekstil ve kağıt üretiminde katkı olarak, dezenfektanlarda, yangın söndürücülerde ve seramiklerde yaygın olarak kullanılmaktadır (Gündüz v.d., 2013). Bu geniş kullanım alanı bağlamında, magnezyum klorür heksahidrat toz formda bir bileşen şeklinde doğal bileşenli suni taş karışım kombinasyonlarında kullanılmıştır. İnceleme sürecinde kullanılan magnezyum klorür heksahidratın genel özellikleri şu şekilde tanımlanabilmektedir:

Yoğunluk	: 840 – 980 kg/m ³
Form	: Toz
Renk	: Beyaz
CaCl ₂	: %1,72 – 2,12
NaCl ₂	: %0,14 – 0,35
MgCl ₂	: %22 – 30,4

CaCO₃ kökenli atık ve/veya artık malzeme olarak tanımlanabilecek mermercilik faaliyeti sonucunda biriken malzemeler söz konusudur. Bu malzemelerin hem değerlendirilmesi hem de karışım kombinasyonlarının işlenebilirliğini, harç (hamur) yapısını ve kıvamını iyileştirmesi amacıyla -100 mikron boyutlu mermer atık tozu, karışım kombinasyonlarında ilave ek bileşen malzeme olarak kullanılmıştır.

Karışım kombinasyonlarında kullanılan diğer bir malzeme ise, atık olarak adlandırılabilen ağaç talaşıdır. Ağaç talaşının lifsi yapısı ve tutuculuk özelliği sağlaması, karışımlara teknik bir avantaj sağlamaktadır. Bu sebeple, suni taş karışım kombinasyonlarında maksimum boyutu 1500 µm olan talaş malzeme kullanılmıştır. Ayrıca karışımları daha esnek hale getirmek amacıyla çok az miktarda selülozik lif desteğinde de bulunulmuştur.

2.2 Doğal Bileşenli Suni Taş Kombinasyonları

Günümüzde suni taş ürünlerin kullanımı, doğal taş kullanımına göre her geçen gün artış göstermektedir. Bu artıştaki en etken sebeplerinden başında hiç şüphesiz görsel olarak istenilen formun sunulabilmesidir. Bunun yanı sıra teknik parametreleri de önem taşımaktadır. Bu çalışmayla suni taş numunelerinin fiziko-mekanik değerlerini belirlemek hedef alınmıştır.

Karışım kombinasyonlarının belirlenmesinde kullanılan agrega tane boyutlarının oluşan suni taş ürünlerde göstermiş olduğu tekno-mekanik verilerin irdelenmesi bir dizi deneysel çalışmayla analiz edilmiştir.

Bu amaç doğrultusunda beş farklı tane boyut aralığı seçilmiştir. Karışım bileşenleri aşağıdaki şekilde belirlenmiştir.

- ✓ Modifiye Magnezya
- ✓ Magnezyum Klorür Hekzahidrat
- ✓ Volkanik cüruf agrega
- ✓ Mermer atık tozu
- ✓ Selülozik lif
- ✓ Ağaç Talaşı

Oluşturulan karışım kombinasyonlarında modifiye magnezya malzemesi ağırlıkça %40 olarak

kullanılmıştır. magnezyanın ağırlıkça %50'si nispetinde magnezyum klorür hekzahidrat kullanılmıştır. Karışım harcının işlenebilirlik miktarını arttırmak amacıyla ağırlıkça %7,5 mermer atık tozu kullanılmıştır. Lifsi yapısı ve atık olan bir malzemenin değerlendirilmesi amacıyla %5 oranında ağaç talaşı, 0.5 oranında selülozik lif desteği karışımlara ilave edilmiştir. Karışım kombinasyonlarında ağırlıkça toplam %27 oranında volkanik cüruf agrega kullanılmıştır. Ancak çalışmanın esas amacı olarak tane boyu dağılımının göstermiş olduğu etkiyi irdelemek amacıyla her bir karışım farklı boyut aralıkları kullanılarak beş farklı karışım kombinasyonu oluşturulmuştur (Çizelge 2).

Toz formda oluşturulan karışım kombinasyonları, fiziksel ve mekanik özelliklerin belirlenmesi amacıyla harç (hamur) haline getirilerek 5x5x5 cm boyutundaki küp kalıplara ve ayrıca 5cm çap, 10cm boyu olan silindirik kalıplara dökülmüştür (Şekil 1). Bu örnekler, 24 saat sonra kalıplardan çıkartılarak normal ortam koşullarında kürlenmiş olup, 21 günlük kür sonrasında örneklerin birim hacim ağırlık, kılcal (kapiler) su emme, basınç dayanımı, yarmada çekme deneyi ve akustik empedans değeri gibi teknik özellikleri deneysel olarak analiz edilmiştir. Bu çalışmada yürütülen tüm teknik analizler Süleyman Demirel Üniversitesi, Pomza Araştırma ve Uygulama Merkezi laboratuvarlarında yapılmıştır.



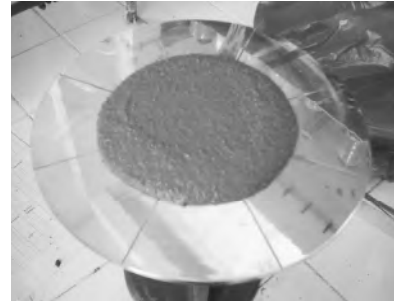
Şekil 1. Doğal bileşenli suni taş test örnekleri.

Çizelge 2. Doğal bileşenli suni taş örnekleri için karışım kombinasyonları.

Bileşenler	KC-1 Ağırlıkça (%)	KC-2 Ağırlıkça (%)	KC-3 Ağırlıkça (%)	KC-4 Ağırlıkça (%)	KC-5 Ağırlıkça (%)
Modifiye Magnezya	40	40	40	40	40
Magnezyum Klorür Hekzahidrat	20	20	20	20	20
Mermer Atık Malzemesi	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5
1500 µm Talaş	5	5	5	5	5
Selülozik Lif	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
4000 µm Cüruf	27	0	0	0	0
2000 µm Cüruf	0	27	0	0	0
800 µm Cüruf	0	0	27	0	0
400 µm Cüruf	0	0	0	27	0
100 µm Cüruf	0	0	0	0	27

3 BULGULAR VE TARTIŞMA

Doğal bileşenli suni taş üretiminde hazırlanan her bir test örneğinin öncelikle karışım kombinasyonunun kıvam analizi ve yaş harcın birim hacim ağırlık değerleri analiz edilmiştir. Karışım kombinasyonlarında volkanik cüruf agregası boyutu olarak maksimum 4 mm'den başlayıp 5 ayrı boyut fraksiyonunda 100 mikron agregası boyutuna kadar değişim irdelenmiştir. Taze harcın kıvam analizi ölçümü ASTM-C 230 ve TS EN 1015-3 standartlarına uygun akma tablası yöntemi kullanılarak ölçülmüştür. Bu yöntemde, taze harç olarak hazırlanan karışımın uygun su oranı, ilk yayılma çapının ortalama 165 ± 5 mm olması esas alınarak elde edilmiştir (Gündüz v.d., 2007). Kontrol harcı için yapılan akma tablası analizinde uygun olan Su/Katı oranı 0.20 – 0.25 aralığında değiştiği (Şekil 2) gözlenmiştir. Ancak, suni taş üretimi için hazırlanan örneklerin karışımlarında ağırlıklı olarak 0,20 Su/Katı oranı kullanımı tercih edilmiştir. Bu değer bağlamında, taze karışım harçlarının birim hacim ağırlık değerlerinin $1590 - 1681 \text{ kg/m}^3$ aralığında değişim gösterdiği belirlenmiştir. Yapılan teknik incelemelerde, doğal agregası boyutu düştükçe, diğer bir değişle malzeme daha ince tane boyutlu hale geldikçe, taze harcın yaş birim hacim ağırlığı da tane boyutunun inceliğine bağlı olarak artış göstermektedir.



Şekil 2. Taze harcın akma tablasındaki sembolik yayılma durumu.

Taze harcın priz alma süresi, ASTM-C 191 standardına uygun Vicat iğnesi yöntemi kullanılarak analiz edilmiştir (Şekil 3).



Şekil 3. Taze harcın Vicat iğne yöntemiyle priz ölçümü.

Bilindiği gibi, taze harç, pratik uygulamada değerlendirilebilmesi için belirli bir işlenebilirlik süresine sahip olmalıdır. Bu süre, kalıba doldurulacak suni mermer harç hamurları için minimum 2 saat civarında olması kabul edilebilir (Gündüz v.d., 2013). Son priz süresinin de 18 saatlik bir süreyi genellikle aşmaması ve bu süre sonunda rahatlıkla kalıptan çıkarılabilecek yeterli mukavemete ulaşmış olması arzu edilir (Gündüz v.d., 2007). Bu analiz yönteminde, taze harcın priz almadan önce iğne batma yüksekliği 0 olarak tanımlanır. Zamana bağlı olarak taze harç priz almaya başlaması sebebiyle, iğne batma yüksekliği sürekli değişkenlik gösterecektir. Bu olgu, her bir deney örneği için zamana bağlı olarak ölçülür ve grafiksel yöntemle analiz bulgusu irdelenebilmektedir (Gündüz v.d., 2013).

Bu çalışmada, harç örneklerinin priz almaya başladığı andan itibaren iğne batma yüksekliğinin 5 mm değerine ulaşması “ilk priz süresi”, 33 mm değerine ulaştığı değer ise “son priz süresi” olarak

tanımlanmıştır. Bu bağlamda yapılan değerlendirmelerde karışım kombinasyonunda yer alan agrega tane boyutuna göre, priz alma süresinin değişkenlik gösterdiği tespit edilmiş olup, bu sürenin 4 – 7,5 saat aralığında değiştiği gözlenmiştir. Özellikle agrega boyutu irileştikçe, nihai priz süresi uzamakta, buna karşılık ilk priz süresi ise kısalmaktadır. Karışım içerisindeki agrega boyutu incelidikçe, nihai priz süresinin azaldığı görülmektedir. Örneğin, agrega maksimum tane boyutunun 4000 µm kullanıldığı karışım örneklerinde nihai priz süresi 7,5 saate ulaşırken, 100 mikron boyutlu agrega malzeme ile hazırlanan örneklerin aynı kür ortam koşullarındaki nihai priz süresinin ise 4 saate kadar düştüğü görülmüştür. Deneyisel çalışmada 5 ayrı tane boyutu içeren doğal bileşenli suni taş örneklerine ait elde edilen bazı fiziksel parametreler Çizelge 3 ve Çizelge 4’de verilmiştir.

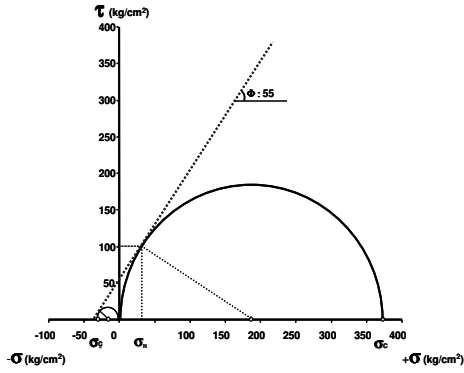
Çizelge 3. Doğal bileşenli suni taş örneklerinin teknik analiz bulguları.

Özellik	KC-1	KC-2	KC-3	KC-4	KC-5
Agrega Maksimum Tane Boyutu, (µm)	4000	2000	800	400	100
Toz Formda Birim Hacim Ağırlık Değeri, (Kg/m ³)	1060	1122	1135	1115	1090
Taze Harç Formda Birim Hacim Ağırlık Değeri, (Kg/m ³)	1590	1600	1621	1644	1681
Sertleşmiş Harcın Birim Hacim Ağırlık Değeri, (Kg/m ³)	1558	1536	1498	1463	1459
10 Dakikalık Sürede Su Emme Oranı, (%)	0,099	0,156	0,189	0,297	0,375
Kılcal Su Emme (kg/m ² dak ^{0.5})	0,033	0,037	0,057	0,100	0,160
Sismik Hız Değeri, (m/sn)	2980	2896	2655	2576	2394

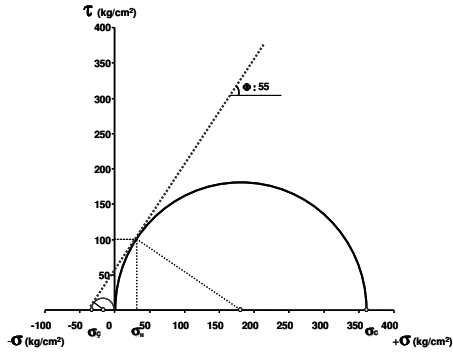
Çizelge 4. Doğal bileşenli suni taş örneklerinin mekanik özellikleri.

Özellik	KC-1	KC-2	KC-3	KC-4	KC-5
Tek Eksenli Basınç Dayanım Değeri, σ_c , (kg/cm ²)	373,01	361,53	293,28	285,48	273,86
Çekme Dayanım Değeri, σ_t , (kg/cm ²)	29,99	32,55	34,31	35,84	38,92
İçsel Normal Gerilme Değeri, σ_n , (kg/cm ²)	33,00	30,00	34,50	32,40	38,00
İçsel Kayma Gerilme Değeri, τ_n , (kg/cm ²)	100,00	97,50	92,80	91,20	95,30
Kohezyon Değeri, C, (kg/cm ²)	55,00	52,50	51,50	50,40	53,10
İçsel Sürtünme Açısı, ϕ , (derece)	55	55	53	52	49
Kırılma Açısı, α , (derece)	73	73	71	70	68

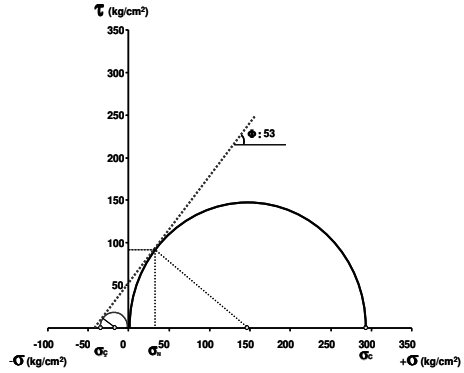
Doğal bileşenli suni taş üretiminde agrega tane boyut etkisini incelemek üzere hazırlanan tüm karışım kombinasyonlarına ait örneklerinin, detay kaya mekaniği testleri yapılarak öncelikle tek eksenli basınç dayanım değerleri ve yarmada çekme dayanım değerleri analiz edilmiştir. Sonrasında yarmada çekme değerleri, normal çekme değerlerine dönüştürülerek, test örneklerinin diğer mekanik parametrelerini belirlemek amacıyla Mohr Zarfı Yaklaşımı kullanılarak Mohr Zarfı her bir test örneği için ortalama değerler kullanılarak çizilmiştir (Şekil 4 – Şekil 8).



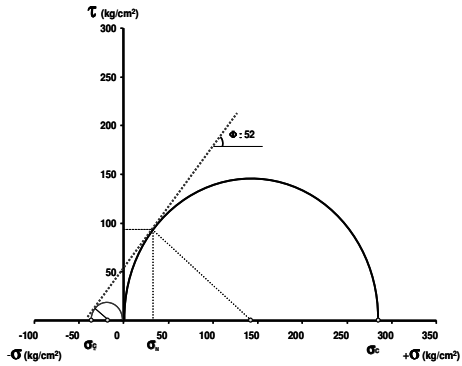
Şekil 4. KC-1 test örneği için Mohr Zarfı
(Agrega Maksimum Tane Boyutu 4000 μm).



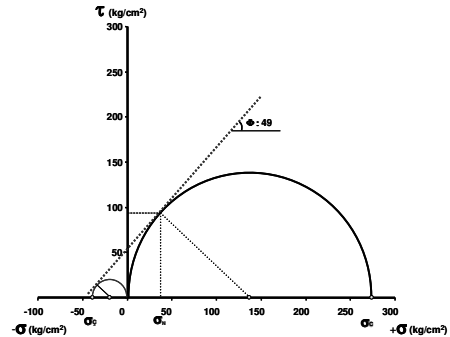
Şekil 5. KC-2 test örneği için Mohr Zarfı
(Agrega Maksimum Tane Boyutu 2000 μm).



Şekil 6. KC-3 test örneği için Mohr Zarfı
(Agrega Maksimum Tane Boyutu 800 μm).

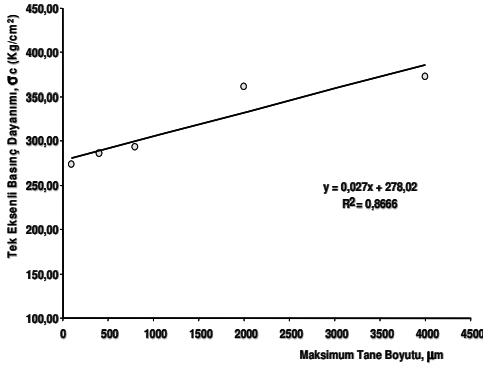


Şekil 7. KC-4 test örneği için Mohr Zarfı
(Agrega Maksimum Tane Boyutu 400 μm).



Şekil 8. KC-5 test örneği için Mohr Zarfı
(Agrega Maksimum Tane Boyutu 100 μm).

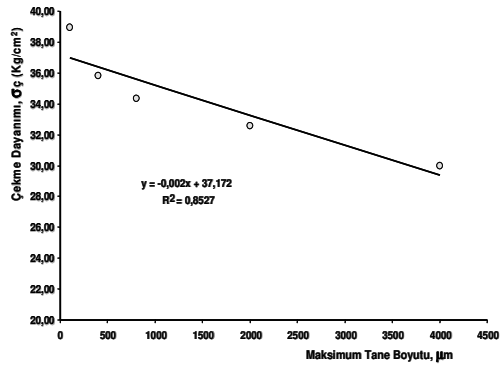
Şekil 4-Şekil 8'den de görüldüğü gibi cüruf agregası tane boyutu incelidikçe, bu agregası malzeme ile hazırlanmış suni taş örneklerinin mekanik karakteristiği değişim göstermektedir. Agregası maksimum tane boyutuna bağlı olarak gözlenen genel olgu, boyut arttıkça test örneklerinin tek eksenli basınç dayanım değeri de lineer olarak kabul edilebilecek bir ilişki ile artış gözlenmektedir. 100 mikron boyutlu agregası ile hazırlanan örneklerin priz sonrası basınç mukavemeti ortalama 274 kg/cm² değeri iken, agregası boyutunda 4 kat artış sağlanarak 400 mikron boyutlu agregası ile hazırlanan örneklerin priz sonrası basınç mukavemeti ise ortalama 293 kg/cm² olarak tespit edilmiştir. Diğer taraftan bu boyut 10 kat artışla 4000 µm boyutuna ulaştığında ise basınç mukavemet değeri ortalama değeri 373 kg/cm²'e yükseldiği görülmektedir. Bu olgu göstermektedir ki, tane boyutu artışına bağlı olarak karışımın matris yapısında tanelerin özgül yüzeyi azaldığı için, aynı oranda kullanılan bağlayıcı miktarının tanelerin yüzeyine daha fazla sarmal hale getirerek bağ yapının kuvvetlenmesine olanak sağlamaktadır. Diğer taraftan, agregası boyutunun incelenmesi, artan tane özgül yüzey alanı sebebiyle, bağlayıcı miktarının yetersiz gelmesine sebep olmakta ve doğal olarak daha düşük dayanım değeri elde edilebilmektedir. Bu olgu elde edilen deney bulguları bağlamında Şekil 9'da gösterilmiştir.



Şekil 9. Agregası boyutunun örneklerin basınç dayanımına etkisi analizi.

Ancak, matris yapıdaki agregası maksimum tane boyutunun inceliği, basınç dayanımının tersine çekme dayanımı açısından önemli ölçekte artış eğilimi sergilediğini göstermektedir (Şekil 10).

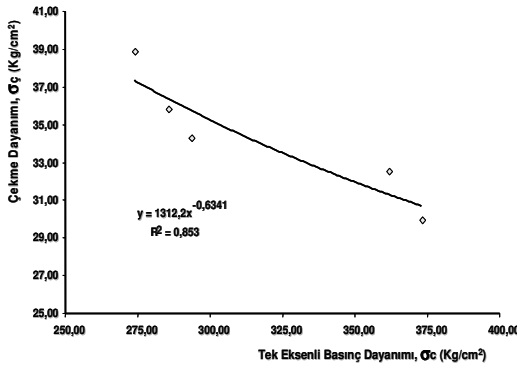
Elde edilen deneysel bulgulardan, agregası maksimum tane boyutunun incelendiği durumlarda test örneklerinin çekme dayanım değeri arttığı gözlenmiştir. Agregası boyutu itibarıyla karışımlardaki malzeme incelidikçe, matris yapıda bağ dokuyu oluşturan ögede küçük gözenekler oluştuğu tespit edilmiş ve bağ dokudaki bu gözeneklilik sebebiyle çekme dayanımının beklenilen aksine daha yüksek değerler sergileyebildiği tespit edilmiştir. Bu da, matris yapının daha esnek bir formata büründüğünü simgelemektedir. 100 mikron boyutlu agregası ile hazırlanan örneklerin priz sonrası çekme dayanımı ortalama 39 kg/cm² değeri iken, agregası boyutunda 4 kat artış sağlanarak 400 mikron boyutlu agregası ile hazırlanan örneklerin priz sonrası çekme dayanımı ortalama 36 kg/cm² olarak tespit edilmiştir. Agregası tane boyutu 10 kat artışla 4000 µm boyutuna ulaştığında ise çekme dayanım değeri ortalama değeri 30 kg/cm²'e düştüğü gözlenmiştir. Diğer taraftan, test örneklerinin hazırlanmasında kullanılan cüruf agregası aynı zamanda doğal gözenekli bir yapıya da sahip olması sebebiyle, tüm örneklerin kısmen elastoplastik bir karakteristik sergilediği de ayrıca gözlenen diğer bir olgudur. Karışımındaki malzeme yapısında gözeneklilik olgusu arttıkça, bu elastoplastik davranış formunun da daha belirgin hale gelebildiği gözlenmiştir.



Şekil 10. Agregası boyutunun örneklerin çekme dayanımına etkisi analizi.

Doğal bileşenli suni taş örneklerinin deneysel bulgulardan elde edilen parametrelere göre tek eksenli basınç dayanımı ile çekme dayanımı arasında bir ilişkinin olup olmadığı incelenmiş olup, üstel fonksiyon tanımıyla bir ilişkinin

matematiksel model olarak kurgulanabileceği tespit edilmiştir (Şekil 11). Bu ilişki irdelendiğinde görüleceği gibi, cüruf agregası ile yapılan suni taş örneklerinin tek eksenli basınç dayanımları artarken, çekme dayanımlarının ise lineer ölçekte dayanım kaybettiği görülmektedir. Agregası maksimum tane boyutu incelidikçe, ürün test örneklerinin basınç dayanımı ile çekme dayanımı arasındaki oran ortalama 7 kat iken, maksimum tane boyutunun en büyük değere ulaştığı örneklerde bu oranın 12,44 kata ulaştığı görülmektedir.



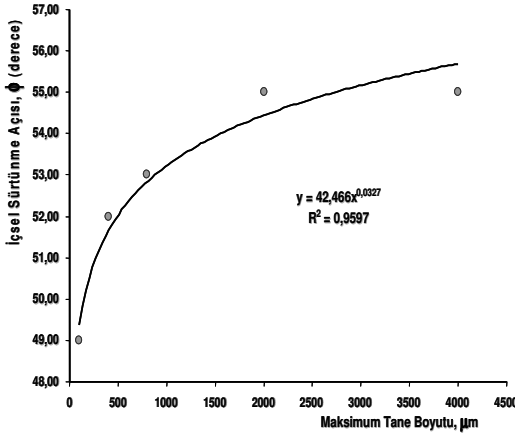
Şekil 11. Basınç dayanımı ile çekme dayanımı arasındaki ilişki.

Çalışma programında her bir test grubu için çizilen Mohr Zarfı yaklaşımı kullanılarak, örneklerin içsel normal ve kayma gerilme değerleri, kohezyon, içsel sürtünme açısı değerleri ve kırılma açısı değerleri ayrı ayrı hesaplanmıştır. Bu model yaklaşımın bulgularına göre, agregası maksimum tane boyutu incelidikçe genel bir trend olarak, test örneklerinin içsel normal gerilme (σ_n) değerlerinde kısmi bir artış sergilendiği gözlenmiştir. Bu olgu, agregası boyutu incelidikçe malzemenin içsel gerilme olarak daha fazla yük taşıyabildiğini ancak, nihai mukavemetinin ise daha düşük olduğunu temsil etmektedir. Diğer bir değişle, malzemenin yük altında deformasyona uğramaya başladığı değer daha yüksek olmasına karşın, nihai yük taşıyıcılığının ise daha düşük seviyelerde olduğu görülmektedir. Bu olgu, erken ve yüksek mukavemet arzu edilen karışım kombinasyonları için önem arz etmektedir. Diğer taraftan, agregası maksimum tane boyutu arttıkça, bu agregası türevi ile elde edilen suni taş örneklerinin, daha düşük yük değerlerinde ilk deformasyona uğramaya

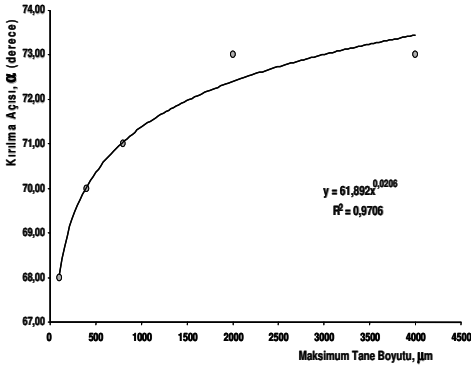
başladığı, ancak nihai mukavemet değerlerinin ise daha yüksek olduğunu göstermektedir. Bu husus, benzer şekilde test örneklerinin içsel normal kayma değerleri (τ_n) bağlamında irdelendiğinde ise, benzer daha belirgin bir karakteristik olgu sergilediği açıkça görülmektedir.

Kohezyon, bir matris yapıda taneleri bir arada tutan bağ kuvveti olarak tanımlanabilmektedir. Bu analizlerden de görüldüğü gibi, agregası tane boyutu değiştikçe çok düşük değer değişimlerinde de olsa test örneklerinin kohezyon değerlerinde farklılaşma görülebilmektedir. Kohezyon değerleri 50–55 kg/cm² arasında bir değişim sergilemektedir. Matris yapıdaki agregası boyutu incelidikçe, zayıflayan mukavemet karakteristiğine paralel olarak, kohezyon değerlerinde de bir düşme genel olgu olarak görülebilmektedir. Ancak, test örneklerinde basınç mukavemetlerindeki zayıflama oranı, benzer büyüklüklerde kohezyon değerlerindeki değişime yansımada da görülebilmektedir. Kohezyon değerlerindeki tane boyutuna bağlı zayıflık etkisi ihmal edilebilecek büyüklükler olarak da görülebilir.

İnceleme kapsamında agregası maksimum tane boyutunun, test örneklerinin içsel sürtünme açısı ve kırılma açısı değerlerinde değişim etkisi de incelenmiştir. Şekil 12'de agregası boyutunun test örneklerinin içsel sürtünme açısı değişimine olan etkisi grafiksel olarak verilmiştir. Buradan da görüldüğü gibi, agregası tane boyutu arttıkça, test örneklerinin içsel sürtünme açısı değerleri de üstel bir lineer ilişki ile artış eğilimi göstermektedir. Genel olarak, test örneklerinin içsel sürtünme açısı değerleri 49 – 55 derece arasında değişmektedir. Agregası tane boyutu incelidikçe, içsel sürtünme açısı değeri de düşmektedir. Bu duruma çok yakınsak bir diğer olgu, tane boyutu değişimine bağlı örneklerin kırılma açısı değerlerindeki değişim karakteristiğidir (Şekil 13). Bu grafiksel analizden de görüldüğü üzere, agregası tane boyutuna bağlı, kırılma açısı değerlerinde lineer bir ilişki görülmektedir. Agregası boyutu arttıkça, malzemenin kırılma açısı değeri de artma eğilimi göstermektedir. Tüm test örneklerinde kırılma açısı değerlerinin 68 – 73 derece arasında değiştiği tespit edilmiştir.



Şekil 12. Agrega boyutunun içsel sürtünme açısı değişimine etkisi.



Şekil 13 Agrega boyutunun kırılma açısı değişimine etkisi.

Bu araştırma bulguları kapsamında doğal agrega malzeme boyutunun, hazırlanan bir test örneğinin kaya mekaniği prensipleri çerçevesinde mekanik parametrelerine etkisini analiz etmek amacıyla, Mohr Yaklaşımının genel formu aşağıdaki istatistiksel bir ilişki ile tanımlanabilmektedir:

$$\tau = C + \sigma_n * \operatorname{tg} (42.466 \rho^{0,0327})$$

Burada;

τ :Test örneğinin kayma gerilme değeri, kg/cm²,

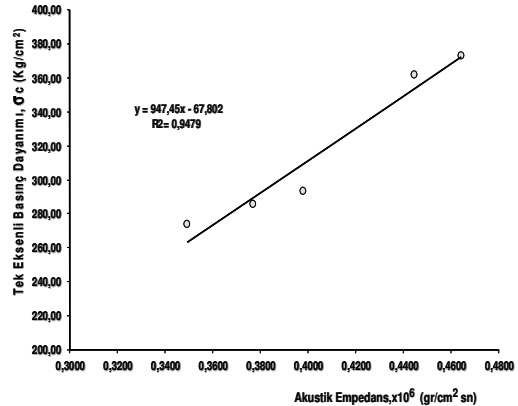
c :Test örneğinin kohezyon değeri, kg/cm²,

σ_n :Test örneğinin normal gerilme değeri, kg/cm²,

ρ : Maksimum tane boyutu, µm,

Doğal bileşenli suni taş örneklerin yukarıda ifade edilen dayanım özelliğini daha detay incelemek maksadıyla, tüm test örneklerinin akustik empedans değerleri, malzemelerin priz sonrası yoğunluk değerleri bağlamında ayrı ayrı hesaplanarak irdelenmiştir (Çizelge 3).

Bu analizden de görüldüğü gibi, test örneklerinin yoğunluk değerlerinin düşük olması ve aynı zamanda ultrasonik ses değerlerinin düşük düzeylerde olması, malzemenin akustik empedans değerinin de düşük değerlerde olmasını sağlamaktadır. Karışım kombinasyonlarında agrega tane boyutu incelidikçe, akustik empedansın da önemli ölçütlerde düştüğü görülmektedir. Bu olgu, gerçekte bu malzemenin daha yüksek ısısal bir performans sergileyebileceğinin de ön bir belirtici olarak nitelenebilir. Bu çalışma bulgularından elde edilen genel bir olgu, yüksek dayanım performanslı bir ürünün akustik empedans değerinin olabildiğince yüksek değerde olması gerekmektedir. Bir malzemenin akustik ohm veya akustik direnci de, malzemenin dayanım performansında etken olabilecek bir parametre olarak da görülebilecektir. Bu hususu daha detay irdelemek amacıyla, bu çalışma kapsamındaki tüm test örnekleri için elde edilen akustik empedans değerleri ile deneysel olarak belirlenmiş basınç dayanım değerleri arasında bir ilişkinin oluşturabileceği öngörülmüş olup, istatistiksel bir analizle irdeleme yapılmıştır. Bu analiz bulgusu Şekil 14’de detay olarak verilmiştir.



Şekil 14. Doğal bileşenli suni taş örneklerinin akustik empedans değeri – basınç dayanım ilişkisi.

Şekil 14 irdelendiğinde görüleceği üzere, akustik empedans ile malzemenin basınç dayanım değeri arasında lineer kabul edilebilecek doğrusal bir ilişki söz konusudur. Bu yaklaşım, pratik uygulamalarda mukavemet amaçlı olarak kullanılabilecek bir malzemenin performans hesaplamasını yapabilmek amacıyla gerekli olan basınç dayanım değerini, malzeme bünyesi veya yüzeyinde herhangi bir tahribata imkân tanımsızın doğrudan uygulama alanında malzeme yüzeyinden ölçülen ultrasonik ses değerine göre belirlenecek akustik empedans değeri bağlamında tanımlanabilecektir. Bu uygulama göstermektedir ki, yapı elemanı olarak kullanılan malzeme türleri için önceden tanımlanmış akustik empedans değerlerinin varlığında, pratik uygulamalarda kolaylıkla o malzemenin basınç dayanım değeri ve yapılacak hesaplamalarla da mukavemet performansları kısa bir işlem ve kolay ölçütlerle kestirimi yapılabileceğini göstermektedir. Bu çalışmada doğal bileşenli suni taş malzemeler için elde edilen basınç dayanım – akustik empedans yaklaşımı bir matematiksel model olarak aşağıda vermiştir:

$$\sigma_c = 947,45 * Z - 67,802 \quad (R^2 = 0,948)$$

veya;

$$\sigma_c = -67,802 + 947,45 * [(\rho * V) / 10^7] \quad (R^2=0,948)$$

Burada;

σ_c : Malzemenin basınç dayanım değeri, (kg/cm²),

Z : Akustik empedans, (kg/m² sn),

ρ : Malzemenin yoğunluğu (Kuru Birim Hacim Ağırlığı), (kg/m³),

V : Malzemenin geçen ultrasonik dalga hızı, (m/sn),

Bu yaklaşım, test örneklerinin mukavemet özelliklerinin piezoelektrik kristalli proba belirlenen akustik empedans değeri kullanılarak belirlenebileceğini göstermiştir.

4 SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışma bulguları, doğal bileşenli soral çimentolu olarak hızlı sertleşebilen suni taş ürünleri elde edilebileceğini göstermektedir. Ancak, suni taş üretiminde karışım bileşeni olarak kullanılabilecek farklı tane boyutlarındaki agrega malzemelerin, ürünün özelliklerle dayanım ve diğer kaya mekaniği parametrelerinde farklılık gösterebilecek sonuçlar sergilediğini göstermiştir. Özellikle, karışım hamurunda agrega tane boyutu irileştikçe, elde edilen malzemenin mukavemet

değerinin iyileştiği, ancak çekme dayanımının ise zayıflık gösterdiği belirlenmiştir. Ayrıca, malzemenin kohezyonu, içsel gerilme değerleri ve kırılma açıları gibi parametrik değerlerinin de malzemenin matris yapısında yer alan agrega tane boyutuna doğrudan bağlı olduğu belirlenmiştir. Ayrıca, tahribatsız bir test yöntemi olarak, suni taş üretimlerinin sismik hız ölçüm yöntemi ile doğrudan akustik empedans değerleri belirlenerek, malzemenin dayanım olgusu hakkında yakınsak bilgiler elde edilebileceği görülmüştür. Bu amaçla, farklı gözenekli malzeme ve tane boyut dağılımlarında daha detay analiz çalışmaları ile suni taş üretimleri kompozit yapılar olarak ele alınabilir. Ayrıca, kompozit harç hamuru bileşiminde kullanılacak gözenekli diğer doğal malzeme türlerinin farklı karakteristik özellikler göstermesi de ayrı bir inceleme konusu olmaktadır.

KAYNAKLAR

- ASTM C191-08 Standard Test Methods for Time of Setting of Hydraulic Cement by Vicat Needle, USA
- ASTM C230/C230M-08 Standard Specification for Flow Table for Use in Tests of Hydraulic Cement, USA
- Demirdağ S. ve Gündüz L., 2003, "Volkanik Cürüfların İnşaat Endüstrisinde Hafif Beton Agregası Olarak Değerlendirilme Kriterleri", III.Ulusal Kırmataş sempozyumu, 3-4 Aralık 2003, İstanbul.
- DIN 273 Standartları, *Magnezyah Horasan Döşemeleri*, Almanya.
- Gündüz L., Bekar M. and Şapcı N., 2007, Influence of a new type of additive on the performance of polymer-lightweight mortar composites Cement and Concrete Composites, Volume 29, Issue 8, September, Pages 594-602.
- Gündüz L., Şapcı N., Elmaşu İ., 2013, *Volkanik Cürüf Agregaların Çimentosuz Yalıtım Plakalarının Üretimindeki Kullanımı*, IMCET 2013, 23rd International Mining Congress & Exhibition of Turkey, 16-19 April, 2013 Antalya, s2149-2158.
- Özer, O. ve Kinkoğlu M.S., 2001, "Türkiye'de Üretilen Magnezyaların Soral Çimentosu Parametrelerinin İncelenmesi", 4. Endüstriyel Hammaddeler Sempozyumu, 18-19 Ekim 2001, s189 – 213, İzmir, Türkiye.
- TS EN 1015-3 Kasım 2000 Kagit Harcı- Deney Metotları- Bölüm 3: Taze Harç Kıvamının Tayini (Yayımla Tablası İle) Ankara, TSE.
- TS EN 1015-18 Ocak 2004 Kagit harcı - Deney metotları - Bölüm 18: Sertleşmiş harcın kapiler etkiler esnasında su emme katsayısının tayini Ankara, TSE.

Doğal Taşların Nokta Yük Dayanım İndeks Değerlerinin Sıcaklık Etkisine Bağlı Olarak Değişimi

The variation of the point load index values of natural stones depending on temperature

D. Akbay, C.E. Koççaz, R. Altındağ, İ. Uğur, & M. Varol

SDÜ Mühendislik Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü, 32260- Isparta

ÖZET: Günümüzde özellikle inşaat sektöründe doğal taşların kullanımı gün geçtikçe artmaktadır. Tarihi binalarda ve günümüz yapılarında zeminlerde, bina iç ve dış cephelerinin kaplanmasında kullanılan doğal taşlar, yangın ve benzeri nedenlerle çok yüksek sıcaklıklara maruz kalabilmektedirler. Dolayısıyla, maruz kalınan yüksek sıcaklık etkisi ile doğal taşların bazı fiziksel ve mekanik özelliklerinin değiştiği bilinmektedir. Bu değişimlerin etkilerini önceden veya mevcut durumlarında inceleyebilmek için çeşitli yöntemler (kayaçlara orijinal hallerinde ve sıcaklığa maruz kaldıktan sonra tek eksenli basınç dayanımı, Brazilian çekme dayanımı, nokta yük dayanımı vb. deneyler uygulanarak) mevcuttur.

Doğal taşların yüksek sıcaklıklar karşısında mekanik özelliklerinden olan nokta yük dayanım değerlerinin nasıl değiştiğinin belirlenmesi ve/veya irdelenebilmesi amacıyla bu çalışma kapsamında çeşitli yörelerden 12 farklı doğal taş temin edilmiştir. Temin edilen bu doğal taşlardan düzenli prizmatik (50 x 50 x 25 mm) şekilde hazırlanan numuneler, 6 farklı sıcaklık değerinde (25°C, 200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C) nokta yük dayanım indeksi ($I_{s(50)}$) deneyine tabi tutulmuşlardır. Numuneler, her bir sıcaklık değeri için fırında 3 saat süre ile kondisyonlanmış ve deneyler bu numuneler üzerinde yapılmıştır. Numuneler, kondisyonlanan sıcaklık koşullarında (termal yorulmaya bırakılmadan) deneye tabi tutulmuştur. Her bir sıcaklık koşulunda kırılan numunelerin kırılma modları incelenmiştir. Çalışılan 12 farklı doğal taşın sıcaklığa bağlı olarak nokta yük dayanım değerlerinin değişimi istatistiksel olarak incelenmiş ve sıcaklığa bağlı dayanım kayıp oranları belirlenmiştir.

ABSTRACT: Nowadays, the use of natural stone in the construction industry is increasing day by day. Natural stones are exposed to very high temperatures of fire and other similar reasons, where they are used in the coating of interior and exterior facades, floors in the historic buildings and modern structures. Thus, it is known physical and mechanical properties of natural stones change by the effect of exposure to high temperature. There are several different ways (applying experiments such as uniaxial compressive strength, Brazilian tensile strength, point load index etc. where the rocks are original and after exposure to temperatures) in order to examine the effects of these changes in advance, or the current situations.

In this study in order to determine or examine how change the point load index of natural stones by the effect of high temperature that is one of the mechanical property of natural stones. For this 12 different natural stones were obtained from different regions. Regular prismatic specimens (50 x 50 x 25 mm) were prepared from the natural stones. Point load index ($I_{s(50)}$) tests were applied the specimens at 6 different temperatures (25°C, 200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C). The specimens were conditioned in the oven for three hours for each temperature and the tests were applied. Failure modes of failed specimens were analyzed for each temperature condition. The point load index values were statistically analyzed and strength loss rates were determined for 12 different natural stones that were studied.

1 GİRİŞ

Özellikle inşaat sektöründe çok büyük bir kullanım alanına sahip olan doğal taşlar dayanıklılığı ve estetik görünümü nedeniyle birçok farklı (zemin döşeme, iç ve dış cephe kaplama malzemesi, mezarlık ve süs eşyası) alanda kullanılmaktadır. Doğal taşlar nükleer atıkların imha edilmesi veya jeotermal enerji üretimi gibi projelerde, tarihi ve modern yapılarda zemin döşeme, iç-dış cephe kaplama malzemesi olarak kullanıldıklarında yangın vb. nedenlerle çok yüksek sıcaklıklara maruz kalabilmektedirler. Dolayısıyla, maruz kalınan yüksek sıcaklık etkisi ile doğal taşların bazı fiziksel ve mekanik özelliklerinin değiştiği bilinmektedir. Bu değişimlerin etkilerini önceden veya mevcut durumlarında inceleyebilmek için çeşitli araştırmalar mevcuttur.

Birçok araştırmacı sıcaklık etkisi ile doğal taşların fiziksel ve mekanik özelliklerinin nasıl değiştiğini anlamak için çalışmalar yapmışlardır. Wai vd. (1982), Heuze (1983), Lau vd. (1995), Al-Shayea vd. (2000) ve Yin vd. (2012a, b) yüksek sıcaklık altında kayanın dayanımındaki ve deformasyonundaki değişimleri gözlemlemişler, kayacın dayanımının sıcaklıkla ters orantılı olarak değiştiğini belirlemişlerdir. Ferrero & Marini (2001) kireçtaşı ve mermer örnekleri üzerinde uyguladıkları mikroskobik ölçümlerde sıcaklık artışıyla birlikte yeni çatlakların oluşmasına bağlı olarak gözenekliliğin ve çatlak yoğunluğunun arttığını gözlemlemişlerdir. Altındağ yaptığı çalışmada farklı hacimde hazırlanan mermer, kireçtaşı ve kumtaşı numunelerini 20°C, 60°C ve 120°C'ye kadar ısıtmış ve numunelerin soğumasını beklemeden Shore sertliklerini ölçmüş, sıcaklık değeri arttıkça Shore sertlik değerinin düştüğünü belirlemiştir. Dwivedi vd. (2008) yaptıkları çalışmada granitin basınç dayanımının, çekme dayanımının ve elastik modülünün sıcaklık ile ilişkisini incelediklerinde 25°C'den 200°C'ye kadar kayacın bu özelliklerinin belirgin değişiklikler göstermediğini fakat 200°C'den sonra sıcaklıkla ters orantılı olarak değerlerin düştüğünü belirlemişlerdir. Chaki vd. (2008) sıcaklık arttıkça kayacın içindeki açık ve kapalı gözeneklerin nasıl değiştiğini incelemişler, sıcaklık arttıkça açık gözeneklerin kayacın toplam gözenekliliğinin (açık ve kapalı gözenekler) içindeki oranının arttığını ve buna bağlı olarak da kayacın sismik hızının düştüğünü görmüşlerdir. Xu vd. (2008) yaptıkları araştırmada granitin mekanik özelliklerinin 800°C'ye kadar çok bariz değişiklikler göstermediğini, kayacın dayanımının ve taşıma kapasitesinin 800°C'den sonra birden düştüğünü

belirlemişlerdir. Wu vd. (2005), Zhang & Mao (2009), Mao vd (2009), Luo & Wang (2011) çeşitli kayaçlar üzerinde sıcaklığa bağlı olarak kayaçların dayanımlarının nasıl değiştiğini inceleyen çalışmalar yapmışlar, sıcaklıkla kayacın dayanımı arasında güçlü ilişkiler bulmuşlardır. Yavuz vd. (2010) karbonatlı kayaçların birim hacim ağırlık, sismik hız, etkin gözeneklilik vb. fiziksel özelliklerinin sıcaklık etkisiyle nasıl değiştiğini inceleyen çalışma sonucunda sıcaklık artışıyla oluşan termal hasarın her kayaç üzerindeki etkisi kayacın sahip olduğu tane boyutu, gözenekliliği, yapısal ve dokusal karakteristiğine göre farklılık gösterdiğini ifade etmektedirler. Örneğin sıcaklıkla gözenekliliğin arttığı durumlarda sismik hız düşüş göstermiştir. Genel olarak termal bozunmanın 150°C'den sonra ve kayacın bu sıcaklığa 24 saat maruz kalmasından sonra oluştuğunu gözlemlemişlerdir. Gamea vd. (2012) kumtaşı üzerinde yaptıkları çalışmada sıcaklığı 25°C'den 950°C'ye arttırmışlardır ve 500°C'ye kadar kumtaşının dayanımının elastik modülünün sıcaklıkla doğru orantılı olarak arttığını, 500°C'den sonra sıcaklıkla ters orantılı olarak değiştiğini ölçmüşlerdir. Zhao vd. (2012) granit örnekleri üzerinde farklı sıcaklıklarda termal deformasyon ve Young modülü ile sıcaklık arasındaki ilişkiyi incelemişler sıcaklıkla şekil değiştirmenin arttığını Young modülünün düştüğünü belirlemişlerdir. Chen vd. (2012) granitin yüksek sıcaklık altında dayanımını ve deformasyonunu ölçmüşler, sıcaklık arttıkça kayaç dayanımının ve elastik modülünün düştüğünü aynı zamanda maksimum şekil değiştirmesinin arttığını görmüşlerdir. Özgüven & Özçelik (2013) mermer ve kireçtaşı üzerinde oda sıcaklığından 1000 °C ye kadar (oda sıcaklığı, 200°C, 400°C, 600°C, 800°C, 1000°C) renk ve beyazlık değişimi, parlaklık, fiziksel değişiklik, Ph ve 800 °C ve 1000 °C den soğuma değişimlerini incelemişlerdir. Sıcaklık arttıkça doğal taşların renginin açıldığını, 600°C'ye kadar parlaklıklarını korudukları, dayanımlarının düştüğünü belirlemişlerdir. Wu vd. (2013) yaptıkları çalışmada doğal taşları 20°C'den 1200°C'ye kadar ısıttıklarında dayanımlarının ve Young modüllerinin azaldığını görmüşlerdir. Zhang vd. (2013) yaptıkları çalışmada kayacın mekanik özelliklerinin yüksek sıcaklıklarda nasıl değiştiğini incelemişler, kayacın elastik modülünün ve dayanımının 400°C'ye kadar önce bir artış gösterdiğini 400°C'den sonra sıcaklık artışıyla birlikte düşmeye başladığını belirlemişlerdir.

Bu çalışma kapsamında doğal taşların yüksek sıcaklıklar karşısında mekanik özelliklerinden olan nokta yük dayanım değerlerinin nasıl değiştiğinin

belirlenmesi ve/veya irdelenebilinmesi amacıyla çeşitli yörelerden temin edilen farklı doğal taşlar üzerinde farklı sıcaklık değerlerinde nokta yük dayanım indeksi ($I_{s(50)}$) deneyleri yapılmıştır.

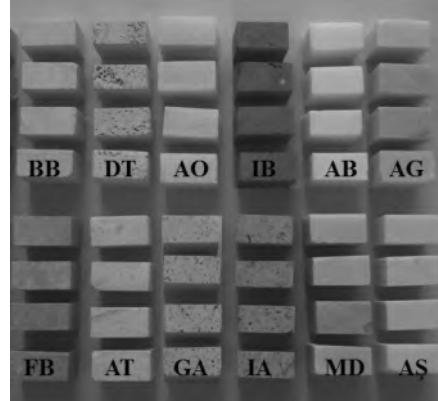
2 MATERYAL VE METOT

Çalışma kapsamında ülkemizin çeşitli yörelerinden 12 farklı doğal taş temin (Çiz. 1) edilmiştir. Temin edilen bu doğal taşlardan Süleyman Demirel Üniversitesi Kazı Mekaniği ve Doğal Taşlar Teknolojisi Laboratuvarında her bir sıcaklık için her bir kayaktan 4'er adet olmak üzere 50 x 50 x 25 mm boyutlarında prizmatik numuneler hazırlanmıştır (Şek. 1).

Hazırlanan numuneler, 6 farklı sıcaklık değerinde (25°C, 200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C) nokta yük dayanım indeksi ($I_{s(50)}$) deneyine tabi tutulmuşlardır. Numuneler, her bir sıcaklık değeri için fırında (Şek. 2) 3 saat süre ile kondisyonlanmış ve deneyler kondisyonlanan sıcaklıktaki numuneler üzerinde yapılmıştır. Numuneler, kondisyonlanan sıcaklık koşullarında (termal yorulmaya bırakılmadan) deneye tabi tutulmuştur. Her bir sıcaklık koşulunda kırılan numunelerin kırılma modları incelenmiştir. Çalışılan 12 farklı taşın sıcaklığa bağlı olarak nokta yük dayanım değerlerinin değişimi istatistiksel olarak incelenmiş ve sıcaklığa bağlı dayanım kayıp oranları belirlenmiştir. Sonuçta incelenen kayalar için sıcaklığa bağlı olarak nokta yük dayanım değerlerinin değişimi incelenmiştir.

Çizelge 1. Çalışmada kullanılan doğal taşlar

Numune	Kodu	Jeolojik Kökeni
Sivrihisar Bej	SB	Sedimanter
Emperador	EMP	Sedimanter
Afyon Traverten	AT	Sedimanter
Denizli Traverten	DT	Sedimanter
Aksaray Oniks	AO	Sedimanter
Gönen Andezit	GA	Magmatik
Isparta Andezit	IA	Magmatik
Isparta Bazalt	IB	Magmatik
Afyon Beyaz	AB	Metamorfik
Afyon Gri	AG	Metamorfik
Afyon Şeker	AŞ	Metamorfik
Marmara Dolomitik	MD	Metamorfik



Şekil 1. Nokta yük dayanım indeksi değeri deneyi için hazırlanan numuneler



Şekil 2. Numunelerin farklı sıcaklıklarda kondisyonlanmasında kullanılan fırın

2.1 Fiziksel ve mekanik özelliklerin belirlenmesi

Doğal taşların kuru birim hacim ağırlık değerleri, ağırlıkça ve hacimce su emme değerleri TS EN 1936 standardında belirtilen esaslara göre kenar uzunluğu 50 mm olan küp numuneler üzerinde yapılan deneyler sonucunda belirlenmiştir.

Sismik hız deneyleri TS EN 14579'da belirtilen esaslara göre kenar uzunluğu 70 mm olan küp numuneler kullanılarak yapılmıştır.

Tek eksenli basınç dayanım deneyleri TS EN 1926 standardında belirtilen esaslara göre kenar uzunluğu 50 mm olan küp numuneler kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Deneylerde en az 5'er numune kullanılmış ve elde edilen değerlerin aritmetik ortalamaları ve standart sapmaları Çizelge 2'de sunulmuştur.

Çizelge 2. Çalışmada kullanılan doğal taşların fiziksel ve mekanik özellikleri

Numune Kodu	BHA		ASE		P _g		V _p		σ _c	
	kN/m ³		%		%		m/s		MPa	
	Ort. Değ.	Std. Sap.	Ort. Değ.	Std. Sap.	Ort. Değ.	Std. Sap.	Ort. Değ.	Std. Sap.	Ort. Değ.	Std. Sap.
SB	26,48	0,02	0,12	0,02	0,31	0,06	6432	27	91,2	10,8
EMP	26,42	0,27	0,82	0,16	2,21	0,41	5592	140	113,0	29,6
AT	23,83	0,26	2,31	0,16	5,61	0,34	4389	177	31,5	5,0
DT	22,09	0,29	3,72	0,12	8,37	0,28	5412	280	23,9	10,0
AO	26,72	0,00	0,05	0,01	0,13	0,02	4441	994	57,1	12,3
GA	22,55	0,06	3,16	0,08	7,26	0,16	3143	45	81,3	4,7
IA	22,85	0,56	2,36	0,08	5,49	0,11	4712	55	118,4	10,2
IB	26,56	0,12	1,52	0,13	4,11	0,32	5182	117	142,3	6,1
AB	26,57	0,01	0,09	0,01	0,25	0,02	3699	239	63,2	9,2
AG	26,59	0,02	0,06	0,01	0,17	0,01	4377	130	63,6	13,9
AŞ	26,58	0,01	0,09	0,01	0,24	0,03	4426	168	49,0	14,2
MD	26,26	0,77	0,08	0,01	0,21	0,02	4052	196	61,3	8,2

BHA: Kuru birim hacim ağırlık; ASE: Atmosfer basıncında ağırlıkça su emme; P_g: Görünür gözeneklilik; V_p: P-dalgası hızı; σ_c: Tek eksenli basınç dayanımı; Ort. Değ.: Ortalama değer, Std. Sap.: Standart sapma değeri

2.3 Nokta yük dayanım indeksi deneyi

Nokta yük dayanım indeksi deneyi (I_{s(50)}) ISRM (1985)'de belirtilen standartlara uygun olarak yapılmıştır. Deneyler ELE marka nokta yük deney aleti (Şek. 3) kullanılarak, L ≥ 0,5 D ve 0,3 W < D < W boyut limitlerini (L: Boy, D: Kalınlık, W: Genişlik) sağlayan prizmatik numuneler uygulanmıştır. Nokta yük dayanım indeksi değerleri Eşitlik 1-4 kullanılarak hesaplanmış ve sonuçlar Çizelge 3'de verilmiştir.

$$D_e = 1,128\sqrt{W * D} \quad (1)$$

Burada;

D_e: Eşdeğer çap, mm

D: Numune kalınlığı, mm

W: Numune genişliği, mm

$$I_s = \frac{P}{D_e^2} \quad (2)$$

Burada;

I_s: Düzeltilmemiş nokta yük dayanım indeksi, MPa

P: Kırılma yükü, N

D_e: Eşdeğer çap, mm

$$F = \left(\frac{D_e}{50} \right)^{0,45} \quad (3)$$

Burada;

F : Düzeltme faktörü

D_e : Eşdeğer çap, mm

$$I_{s(50)} = I_s * F \quad (4)$$

Burada;

I_{s(50)} : Düzeltilmiş nokta yük dayanım indeksi, MPa

I_s : Düzeltilmemiş nokta yük dayanım indeksi, MPa

F : Düzeltme faktörü



Şekil 3. Nokta yük dayanım indeksi tayini deney aleti

3 DEĞERLENDİRMELER

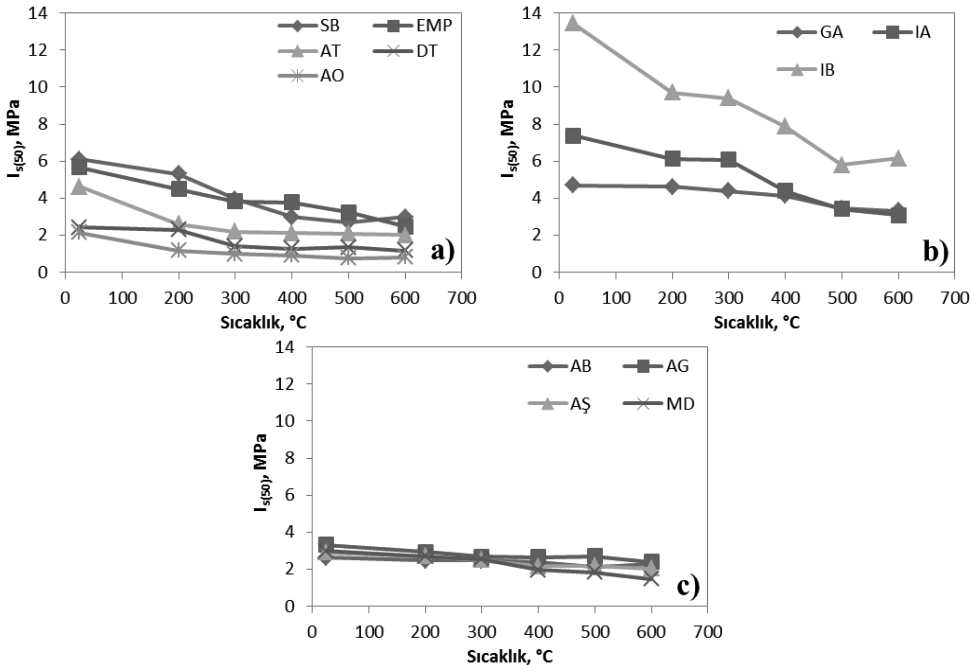
Doğal taşların yüksek sıcaklıklar karşısında mekanik özelliklerinden olan nokta yük dayanım değerlerinin nasıl değiştiğinin belirlenmesi ve/veya irdelenebilmesi amacıyla yapılan bu çalışma kapsamında elde edilen sonuçlar Çizelge 3 ile

Şekil 4 ve 5'te verilmiştir. Çizelge 3 ile Şekil 4 ve 5 incelendiğinde sıcaklık arttıkça numunelerin nokta yük dayanım değerlerinde bir azalma meydana geldiği görülmüştür. Nokta yük dayanımı değerlerindeki azalmanın miktarının deneye tabi tutulan her doğal taş için farklı sıcaklık koşullarında farklı yüzdelerde olduğu görülmüştür.

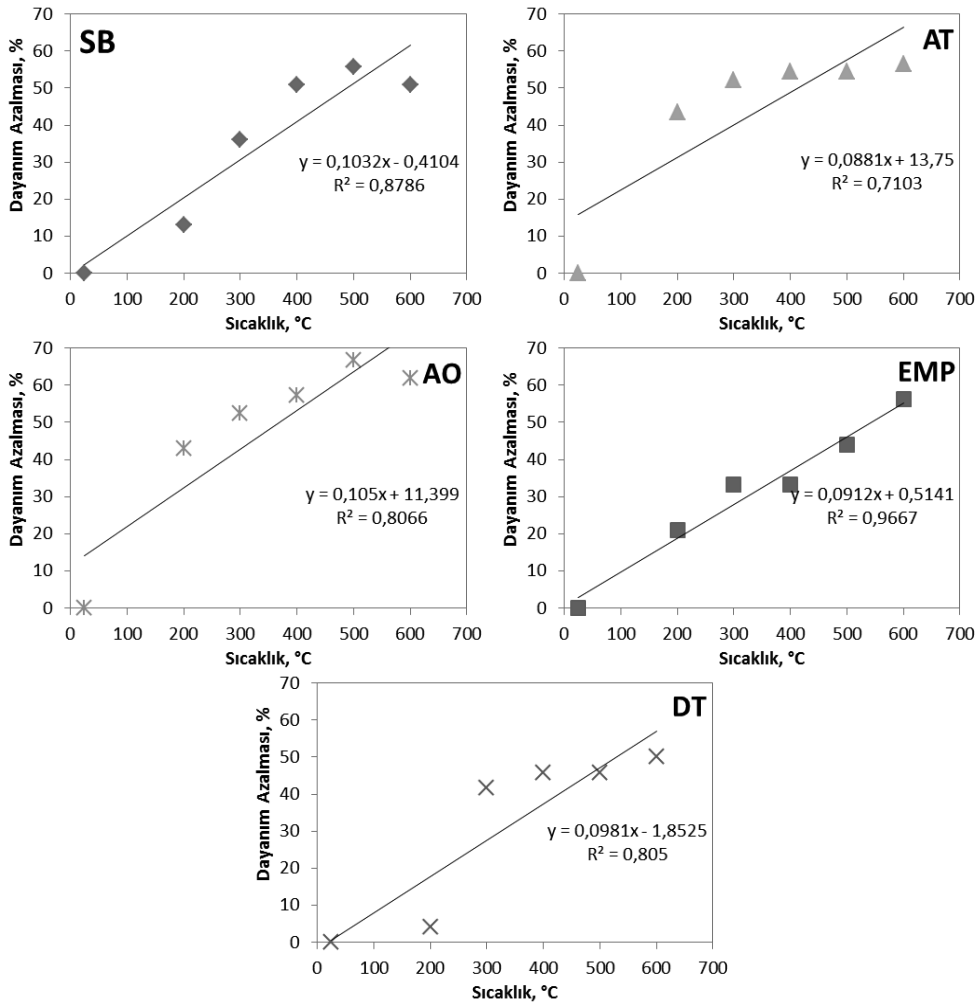
Çizelge 3. Uygulanan sıcaklık koşullarındaki nokta yük dayanımı değerleri

Numune Kodu	25°C			200°C			300°C			400°C			500°C			600°C		
	$I_{s(50)}$ MPa	Std. Sap.	Değ. %	$I_{s(50)}$ MPa	Std. Sap.	Değ. %	$I_{s(50)}$ MPa	Std. Sap.	Değ. %	$I_{s(50)}$ MPa	Std. Sap.	Değ. %	$I_{s(50)}$ MPa	Std. Sap.	Değ. %	$I_{s(50)}$ MPa	Std. Sap.	Değ. %
SB	6,1	0,4	0,0	5,3	0,5	-13,1	3,9	0,6	-36,1	3,0	0,2	-50,8	2,7	0,2	-55,7	3,0	0,2	-50,8
EMP	5,7	0,6	0,0	4,5	0,4	-21,1	3,8	0,3	-33,3	3,8	0,2	-33,3	3,2	0,6	-43,9	2,5	0,2	-56,1
AT	4,6	0,2	0,0	2,6	0,5	-43,5	2,2	0,2	-52,2	2,1	0,2	-54,3	2,1	0,4	-54,3	2,0	0,3	-56,5
DT	2,4	0,1	0,0	2,3	0,5	-4,2	1,4	0,4	-41,7	1,3	0,2	-45,8	1,3	0,3	-45,8	1,2	0,2	-50,0
AO	2,1	0,2	0,0	1,2	0,1	-42,9	1,0	0,1	-52,4	0,9	0,0	-57,1	0,7	0,2	-66,7	0,8	0,1	-61,9
GA	4,7	0,3	0,0	4,6	0,6	-2,1	4,4	0,4	-6,4	4,1	0,3	-12,8	3,4	0,2	-27,7	3,3	0,2	-29,8
IA	7,4	0,5	0,0	6,1	0,5	-17,6	6,1	0,4	-17,6	4,4	0,2	-40,5	3,4	0,4	-54,1	3,1	0,4	-58,1
IB	13,4	0,6	0,0	9,7	1,0	-27,6	9,4	0,3	-29,9	7,9	0,7	-41,0	5,8	0,6	-56,7	6,1	0,3	-54,5
AB	2,6	0,3	0,0	2,5	0,2	-3,8	2,5	0,2	-3,8	2,4	0,4	-7,7	2,1	0,2	-19,2	2,3	2,3	-11,5
AG	3,3	0,2	0,0	2,9	0,2	-12,1	2,7	0,2	-18,2	2,7	0,1	-18,2	2,7	0,1	-18,2	2,4	0,2	-27,3
AŞ	2,9	0,1	0,0	2,7	0,2	-6,9	2,5	0,3	-13,8	2,2	0,2	-24,1	2,2	0,3	-24,1	2,0	0,3	-31,0
MD	3,0	0,1	0,0	2,7	0,3	-10,0	2,5	0,5	-16,7	1,9	0,1	-36,7	1,8	0,1	-40,0	1,5	0,1	-50,0

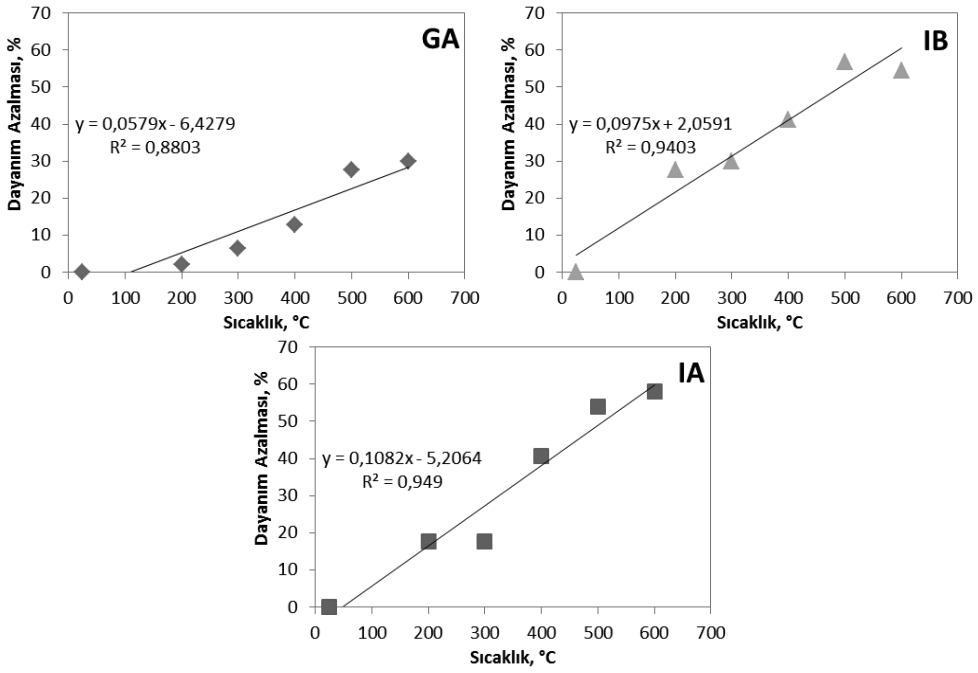
$I_{s(50)}$: Düzeltilmiş nokta yük dayanım indeksi; Std. Sap.: Standart sapma değeri; Değ.: Dayanım değerindeki değişim



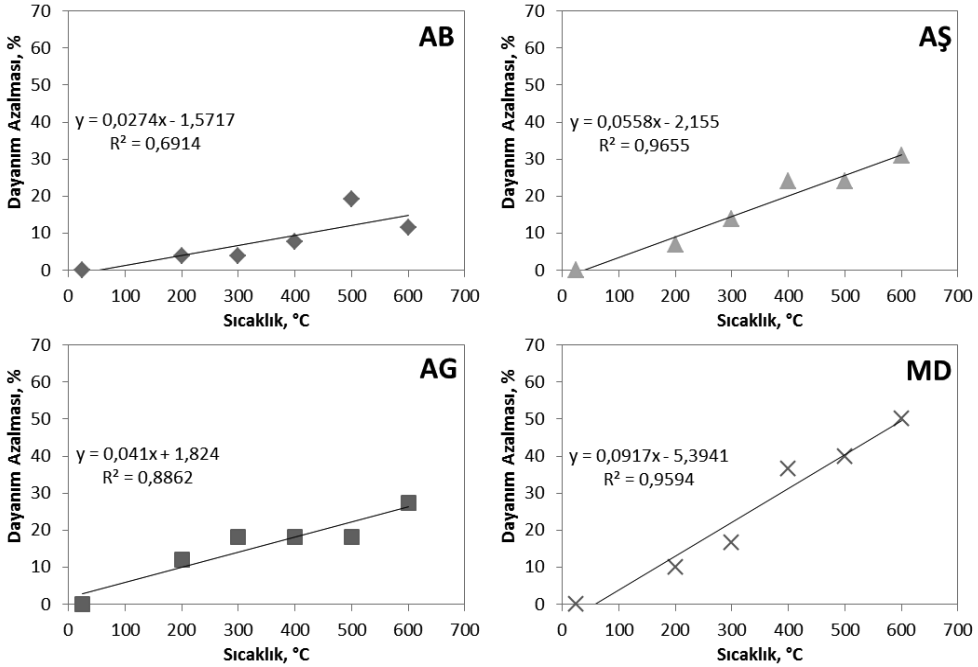
Şekil 4. Uygulanan sıcaklık koşullarındaki nokta yük dayanımı değerlerinin değişimi



Şekil 5. Sedimanter kökenli kayaçların sıcaklık ile nokta yük dayanım değerleri kaybı arasındaki ilişki



Şekil 6. Magmatik kökenli kayaların sıcaklık ile nokta yük dayanım değerleri kaybı arasındaki ilişki



Şekil 7. Metamorfik kökenli kayaların sıcaklık ile nokta yük dayanım değerleri kaybı arasındaki ilişki

Çalışmada kullanılan doğal taşlardan hangisinin sıcaklık koşullarından daha fazla etkilendiğini belirlemek amacıyla sıcaklığa bağlı olarak % dayanım azalma değerleri arasındaki ilişkiler lineer ilişki grafiği ile incelenmiştir (Şek. 5-7). Bu ilişki denklemlerinin eğim değerleri (m) belirlenmiştir. Bu eğim değerleri Çizelge 4'te sunulmuştur. Çizelge 4 incelendiğinde, sıcaklık arttıkça, sıcaklıkla ters ilişki olarak nokta yük dayanım değeri kaybının en fazla Isparta Andezit en az ise Afyon Beyazda olduğu görülmüştür. Diğer bir ifadeyle, maruz kalınan sıcaklık durumunda Isparta Andezitin dayanım kaybının en yüksek olduğu ve en düşük dayanım kaybının ise Afyon Beyazında olduğu belirlenmiştir.

Çizelge 4. Nokta yük dayanım değerleri kaybı eğim (m) ve dayanım kaybı değerleri

Numune	m	DAO %	Jeolojik Kökeni
SB	0,103	-50,8	Sedimanter
EMP	0,091	-56,1	Sedimanter
AT	0,088	-56,5	Sedimanter
DT	0,098	-50,0	Sedimanter
AO	0,105	-61,9	Sedimanter
GA	0,058	-29,8	Magmatik
IA	0,108	-58,1	Magmatik
IB	0,097	-54,5	Magmatik
AB	0,027	-11,5	Metamorfik
AG	0,041	-27,3	Metamorfik
AŞ	0,056	-31,0	Metamorfik
MD	0,092	-50,0	Metamorfik

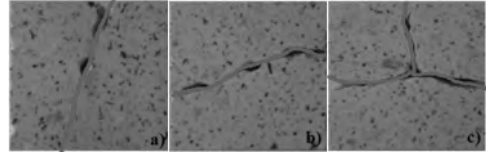
m : Dayanım değerleri kaybı grafiği eğimi; DAO: Dayanım azalma oranı

Kayaçlar jeolojik köken açısından değerlendirildiğinde ise maruz kalınan sıcaklık karşısında dayanım azalmasına yatkınlık olarak m değerleri dikkate alındığı birbirine göreceli olarak en az metamorfik kökenli kayaçların en fazla ise sedimanter kökenli kayaçların dayanım kaybına uğradıkları görülmüştür.

Çalışma kapsamında nokta yük dayanım deneyinde kullanılan numunelerin (Şekil 8) kırılma modları incelendiğinde 3 farklı kırılma modu (Şekil 9) gözlemlenmiştir. Kırılma tiplerinin meydana geldiği sıcaklık koşulları ve kayaç türleri incelendiğinde 3 farklı kırılma tipinin her kayaç için her sıcaklık koşulunda meydana geldiği gözlenmiştir.



Şekil 8. Çalışma kapsamında nokta yük dayanım deneyinde kullanılan numunelerin deney sonrası görüntüleri



Şekil 9. Deneylerde oluşan kırılma tipleri

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada doğal taşların nükleer atıkların imha edilmesi veya jeotermal enerji üretimi gibi projelerde ya da binalarda zemin döşeme, iç-dış cephe kaplama malzemesi olarak kullanıldıklarında yangın vb. nedenlerle çok yüksek sıcaklıklara maruz kaldıklarında dayanımlarının nasıl değiştiği incelenmiştir. Bu amaçla 12 farklı doğal taş numunesi üzerinde 6 farklı sıcaklık koşulunda (termal yorulmaya bırakılmadan) nokta yük dayanım deneyleri gerçekleştirilmiştir. Deneyler sonucunda doğal taşların dayanımlarında meydana gelen değişimleri irdelenmiştir. İncelenen 12 farklı kayacın maruz kaldığı sıcaklık değerleri arttıkça nokta yük dayanım değerlerinin tüm kayaçlar için azalma gösterdiği belirlenmiştir. En çok dayanım kaybı % 58,1 ile Isparta Andezitte, en az dayanım kaybı % 11,5 ile Afyon Beyazda görülmüştür. Jeolojik köken açısından bakıldığında ise sıcaklığa bağlı olarak dayanım azalma miktarları göreceli olarak sırasıyla metamorfik, magmatik ve sedimanter kökenli kayaçlar sıralaması şeklinde olduğu görülmüştür. Elde edilen bulgular değerlendirildiğinde çalışmada kullanılan doğal taşların nokta yük dayanım değerlerinin sıcaklıkla ters orantılı olarak değiştiği belirlenmiştir. Literatüre baktığımızda yapılan benzer çalışmalarda da doğal taşların dayanımlarının

sıcaklık ile ters orantılı olarak değiştiği görülmüştür. Bu çalışma sonucunda ulaşılan sonuçlar ile daha önce yapılan çalışmaların sonuçları ile paralellik arz etmektedir.

KAYNAKLAR

- Altındağ, R., (2002). Effects of specimen volume and temperature on measurements of shore hardness. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 35 (2), 109-113.
- Al-Shayea, N.A., Khan, K., Abduljawwad, S.N., (2000). Effects of confining pressure and temperature on mixed mode (I-II) fracture toughness of a limestone rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 37 (4), 629-643.
- Chaki, S., Takarli, M., Agbodjan, W.P., (2008). Influence of thermal damage on physical properties of a granite rock: Porosity, permeability and ultrasonic wave evolutions. *Construction and Building Materials*, 22, 1456-1461.
- Chen, Y.L., Ni, J., Shao, W., Azzamb, R., (2012). Experimental study on the influence of temperature on the mechanical properties of granite under uni-axial compression and fatigue loading. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 56, 62-66.
- Dwivedi, R.D., Goel, R.K., Prasad, V.V.R., Sinha, A., (2008). Thermo-mechanical properties of Indian and other granites. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 45, 303-315.
- Ferrero, A.M., Marini, P., (2001). Experimental studies on the mechanical behaviour of two thermal cracked marbles. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 34 (1), 57-66.
- Gamega, R.P., Viete, D.R., Chen, B.J., Perera, M.S.A., (2012). Transformation plasticity and the effect of temperature on the mechanical behaviour of Hawkesbury sandstone at atmospheric pressure. *Engineering Geology*, 151, 120-127.
- Heuze, F.E., (1983). High temperature mechanical, physical and thermal properties off granitic rock-a review. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 20 (1), 3-10.
- ISRM (International Society of Rock Mechanics Commission on Testing Methods), 1985. Suggested method for determining point load strength. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, 22, 51-60.
- Lau, J.S.O., Gorski, B., Jackson, R., (1995). The effects of temperature and water saturation on mechanical properties of Lac du Bonnet pink granite. *Eighth International Congress on Rock Mechanics*. International Society for Rock Mechanics, Tokyo, 25-29.
- Luo, J.A., Wang, L.G., (2011). High-temperature mechanical properties of mudstone in the process of underground coal gasification. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 44, 749-754.
- Mao, X.B., Zhang, L.Y., Li, T.Z., Liu, H.S., (2009). Properties of failure mode and thermal damage for limestone at high temperature. *Mining Science and Technology*, 119, 290-294.
- Özgülven, A., Özçelik, Y., (2013). Investigation of some property changes of natural building stones exposed to fire and high heat. *Construction and Building Materials*, 38, 813-821.
- TS EN 1926, 2007. Doğal taşlar- Deney metotları- Basınç dayanımı tayini, TSE, Ankara.
- TS EN 1936, 2010. Doğal taşlar - Deney yöntemleri - Gerçek yoğunluk, görünür yoğunluk, toplam ve açık gözeneklilik tayini, TSE, Ankara.
- TS EN 14579, 2006. Doğal taşlar - Deney metotları - Ses hızı ilerlemesinin tayini, TSE, Ankara.
- Yavuz, H., Demirdag, S., Caran, S., (2010). Thermal effect on the physical properties of carbonate rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 47 (1), 94-103.
- Yin, T.B., Li, X.B., Xia, K.W., Huang, S., (2012a). Effect of thermal treatment on the dynamic fracture toughness of Laurentian granite. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 45 (6), 1087-1094.
- Yin, T.B., Li, X.B., Yin, Z.Q., Zhou, Z.L., Liu, X.L., (2012b). Study and comparison of mechanical properties of sandstone under static and dynamic loadings after high temperature. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 31 (2), 273-279.
- Wai, R.S.C., Lo, K.Y., Rowe, R.K., (1982). Thermal stress analysis in rocks with nonlinear properties. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 19 (5), 211-220.
- Wu, Z., Qin, B.D., Chen, L.J., Lu, Y.J., (2005). Experimental study on mechanical character of sandstone of the upper plank of coal bed under high temperature. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 24, 1863-1867.
- Wu, G., Wang, Y., Swift, G., Chen, J., (2013). Laboratory investigation of the effects of temperature on the mechanical properties of sandstone. *Geotechnical and Geological Engineering*, 31, 809-816.
- Zhang, L.Y., Mao, X.B., (2009). Experimental study on the mechanical properties of rocks at high temperature. *Science China Technological Sciences*, 52, 641-646.
- Zhao, Y.S., Wan, Z.J., Feng, Z.J., Yang, D., Zhang, Y., Que, F., (2012). Triaxial compression system for rock testing under high temperature and high pressure. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 52, 132-138.
- Zhang L., Mao X., Liu R., Ma X.G.D., (2013). The mechanical properties of mudstone at high temperatures: an experimental study. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 46, technical note.

Bazı kayaçlarda tabakalanma yönelimine bağlı olarak fiziksel ve mekanik özelliklerin değişimi

The variation of physical and mechanical properties depending on bedding orientation on some rocks

T. Efe, N. Şengün & S. Demirdağ

SDÜ Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 32260- Isparta

ÖZET: Tabakalı ya da belirgin zayıflık düzlemleri içeren kayaçların bazı fiziksel ve mekanik özelliklerinin anizotropi yönlerine bağlı olarak değişiklik gösterdiği bilinmektedir. Bu çalışmada Oniks, Denizli Traverten, Burdur Bej, Ottoman Bej ve Cappucino ticari isimleri ile bilinen 5 farklı sedimanter kayaç türünün tabakalanma yönü sismik hızları ölçülmek suretiyle belirlenmiş ve anizotropi değerleri hesaplanmıştır. Daha sonra çalışmada kullanılan numunelere her üç yönde tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı, Böhme aşınma dayanımı ve kılcak (kapiler) su emme deneyleri yapılmıştır. Elde edilen bulgular, yönlere bağlı olarak karşılaştırılmıştır.

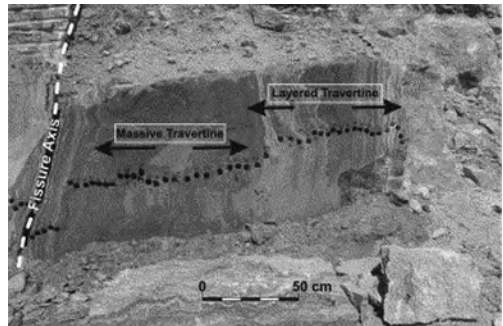
ABSTRACT: It is known that some physical and mechanical properties of bedded rocks or of rocks including plane of weaknesses show differences based on the anisotropy direction. In this study, bedding direction of 5 different sedimentary rocks (Onyx, Denizli Travertine, Burdur Beige, Ottoman Beige and Cappucino) determined by seismic velocity tests and anisotropy values were calculated. Later, uniaxial compressive strength, indirect tensile strength, Bohme abrasion strength and capillary water absorption tests were made in trilateral to the samples used in this study.

1 GİRİŞ

Kayaçlarda tabakalanma yönelimine bağlı olarak bazı fiziksel ve mekanik özelliklerin değişim gösterdiği bilinmektedir. Anizotropi yapı elemanı olarak kullanılan doğal taşlarda hem estetik, hem de teknik açıdan göz ardı edilmemesi gereken bir özelliktir. Metamorfik ve sedimanter kayaçlarda görülen anizotropik karakteristikler genellikle kayaç içerisindeki klivaj, foliasyon, şistozite, eklemler, tabakalanma ve mikro çatlakların varlığından dolayı ortaya çıkmaktadır (Güney vd., 2004). Amadei (1996)'ya göre yeryüzüne yakın seviyelerde bulunan çoğu kayaç fiziksel, dinamik, termal, mekanik ve hidrolik özellikleri açısından yöne bağlı olarak değişiklik göstermektedir.

Anizotropi, doğal taş madenciliğinde ocak üretiminden başlayarak nihai ürün elde edilmesine kadar olan tüm aşamalarda üretim verimliliği ve ürünün sektörel değeri açısından dikkat edilmesi gereken bir unsurdur. Üretim yöntemi ya da tekniği seçilirken kayacın tabakalanma durumu tespit

edilmeli ve yöntem ona göre belirlenmelidir. Bu duruma örnek teşkil edebilecek, aynı aynada farklı oluşumların görüldüğü traverten ocağına ait bir görüntü Şekil 1'de yer almaktadır.



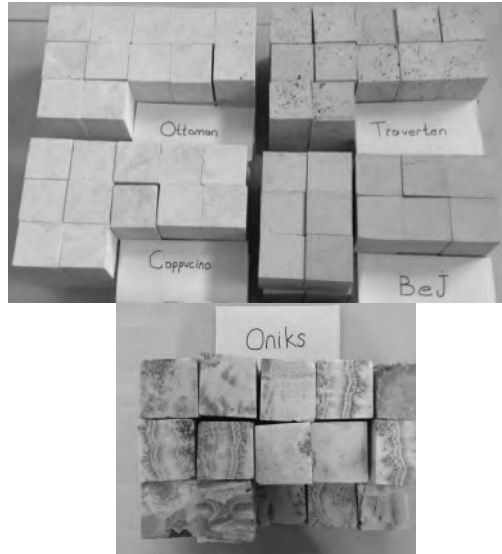
Şekil 1. Tabakalı ve masif travertenden bir görünüm (Piper vd., 2007).

Literatürde anizotropinin fiziksel ve mekanik özellikler üzerindeki etkisinin incelendiği birçok çalışma bulunmaktadır. Berenbaum ve Brodie (1959), Evans (1961) kömürlerde, Hobbs (1964) silttaşı, kumtaşı ve kilaşında, McIlmore ve Gray (1967) şeyillerde ve Barla (1974) gnays ve şiştilerde dolaylı çekme dayanımı üzerinde anizotropinin etkisini incelemişlerdir. Ayaz ve Karaca (2000), travertenlerde tabakalanmaya ya da bantlanmaya dik yöndeki basınç dayanımlarının, paralel yöndeki dayanım değerlerine göre yüksek çıktığını belirtmişlerdir. Ancak kabuksu travertenlerde bu durumun tersinin gözlemlendiği, bunun nedeni olarak da, kabuksu travertenlerde, bantlanmaya paralel yöndeki yük uygulamalarında, bantlanmaların yükü bir kolon işleviyle taşıması, bantlanmaya dik yöndeki uygulamalarda ise sık aralıklı, olarak gözlenen gözenek hatlarının, yük basıncını yeteri kadar taşıyamadığı ve kırılmanın daha düşük gerilmelerde olduğunu ifade etmişlerdir. Büyüksağış vd. (2003) yaptıkları çalışmada tabakalanmaya dik yöndeki basınç dayanımı, eğilme dayanımı ve Böhme aşınma dayanımı değerlerinin, tabakalanmaya paralel yöndeki değerlerinden daha yüksek çıktığını tespit etmişlerdir. Güney vd., (2004) mermerlerin anizotropik karakteristiklerinin Shore sertliği üzerine etkilerini belirlemeye çalışmışlardır. Kim vd., (2012) 3 farklı kayacın elastik modülü, *P*-dalga hızı ve termal iletkenlik değerlerine ait anizotropik karakteristiklerini belirlemeye çalışmışlar ve elde ettikleri bulgular ışığında söz konusu özellikler ve anizotropik karakteristikler arasında güçlü ilişkiler olduğunu belirtmişlerdir.

Bu çalışmada da 5 farklı sedimanter kaya türünün anizotropi değerleri *P*-dalga hızları kullanılarak hesaplanmış, bazı fiziksel ve mekanik özellikleri yöne bağlı olarak deneylerle belirlenmiş ve sonuçta elde edilen bulgular değerlendirilmiştir.

2 MATERYAL ve YÖNTEM

Bu çalışmada, Oniks, Denizli Traverten, Burdur Bej, Ottoman Bej ve Cappucino ticari isimleri ile bilinen sedimanter kökenli 5 farklı doğal taş türü materyal olarak kullanılmıştır. Kayaçlar çeşitli firmalardan temin edilerek laboratuvar ortamına getirilmiş ve ilgili deney standartlarına uygun olarak boyutlandırılmıştır (Şekil 2). Laboratuvar ortamında boyutlandırılmış numuneler üzerinde öncelikle fiziksel özellikleri tanımlamak için gerçek yoğunluk (EN 1936), birim hacim ağırlık, su emme (ağırlıkça ve hacimce) (EN 13755) ve toplam porozite deneyleri yapılmış, sonuçların aritmetik ortalama değerleri Çizelge 1’de sunulmuştur.



Şekil 2. Deneylerde kullanılan numuneler.

Çizelge 1. Numunelere ait fiziksel özellikler

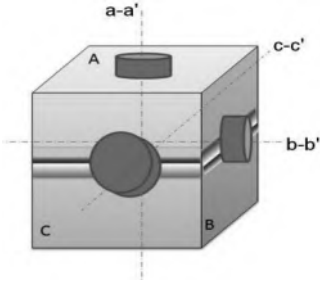
Numune	ρ (kg/m ³)	γ (kg/m ³)	ASE (%)	HSE (%)	Σ Por (%)
Oniks	2712	2658	0,34	0,90	1,99
Traverten	2706	2352	2,14	5,03	13,08
Burdur Bej	2745	2679	0,25	0,68	2,40
Ottoman Bej	2759	2649	0,30	0,80	3,99
Cappucino	2736	2693	0,16	0,42	1,57

ρ : Gerçek yoğunluk, γ : Birim hacim ağırlık, ASE: Ağırlıkça su emme, HSE: Hacimce su emme, Σ Por: Toplam porozite

2.1 Anizotropi faktörlerinin belirlenmesi

Kayaçlarda anizotropiye bağlı olarak fiziksel ve mekanik özelliklerin değişimini incelemek amacıyla deneylerde kullanılacak bütün numunelerin tabakalanma durumlarını ve anizotropi değerlerini belirleyebilmek için TS EN 14579 standardına uygun ve yöne bağlı olarak sismik hız (*P*-dalga hızı) ölçümleri gerçekleştirilmiştir. Sismik hız ölçümlerinde her kayaç türü için 27 adet kenar uzunluğu 71 mm olan kübik numune kullanılmıştır. Şekil 3’te ölçüm prosedürü sembolik olarak verilmiştir. Numunelerin bazılarında gözle tespit edilebilen tabakalanmalar mevcut iken bazılarında bu durum söz konusu değildir. Bu çalışmada belirgin olmayan tabakalanmalar sismik hız ölçümü ile belirlenmiştir. Sismik hız deneyleri hem kuru hem de suya doygun halde 3 farklı yönde (a-a’-b-b’-c-c’) *P*-dalga hızının geçiş süresinin ölçülmesi suretiyle

yapılmıştır. Çizelge 2’de 27 adet numunenin yöne bağlı olarak ortalama kuru sismik hız değerleri (V_{PK}) ve suya doygun ortalama sismik hız değerleri (V_{PD}) verilmiştir. Öncelikle 3 yönde sismik hızlar ölçülmüş, nispeten yüksek sismik hız değeri veren eksen a-a’ olarak kabul edilmiştir. Birbirine yakın değerler gösteren diğer 2 eksen ise b-b’ ve c-c’ olarak dikkate alınmıştır.



Şekil 3. Numunelerin anizotropi durumlarının sismik hız ölçümüyle belirlenmesinin sembolik gösterimi

Çizelge 2. Kayaçların ortalama sismik hız değerleri

Numune	V_{PK} (m/sn)			V_{PD} (m/sn)		
	a-a'	b-b'	c-c'	a-a'	b-b'	c-c'
Oniks	4957	4784	4829	5634	5417	5520
Traverten	5285	5163	5187	5291	5184	5192
Burdur Bej	6341	6314	6304	6343	6315	6311
Ottoman	6305	6267	6225	6308	6272	6238
Cappucino	6236	6179	6149	6281	6243	6187

V_{PK} değerleri Oniks numunelerinde 4784 ile 4957 m/s arasında ve Denizli Traverten numunelerinde 5163 ile 5285 m/s arasında çıkmıştır. Diğer 3 kayaç numunesinde ise birbirine yakın olarak 6150-6340 m/s aralığında değiştiği gözlemlenmiştir. Suya doygun numuneler üzerinde yapılan deneylerde Oniks numunesinin sismik hız değerlerinde %14’e varan oranlarda artış olurken diğer kayaçlarda daha düşük oranlarda artış görülmüştür.

Crampin (1989), sismik anizotropi değerini farklı yönlerde ölçülen sismik hız değerlerini kullanarak; en yüksek sismik hız değeri ile en düşük sismik hız değeri arasındaki farkın en yüksek hız değerinin yüzdesel oranı olarak tanımlamaktadır. Kim vd. (2012) yaptıkları çalışmada gnays, şeyl ve şist için sismik hız anizotropisini sırasıyla %14, %31 ve %51 olarak bulmuşlardır. Buldukları değerler şeyl ve metamorfik kayalar için literatüre uygun çıkmıştır (Birch, (1960); Johnston ve Christensen, (1995)). Garcia-del-Cura vd., (2012) az gözenekli tabakalı travertenlerde maksimum mekanik dayanımın

tabakalar yükleme düzlemine dik iken çıktığını, fakat yüksek gözenek ihtiva eden travertenlerde ise dayanımın tabakalanma düzlemine paralel yükleme durumunda yüksek çıktığını belirtmişlerdir.

Bu çalışma kapsamında kayaçlardaki anizotropi değeri (r), farklı yönlerde ölçülen P -dalga hızı değerlerinden yüksek olan ile birbirine yakın olan diğer iki hız değerinin ortalaması arasındaki farkın yüksek olan hızı oranı olarak hesaplanmıştır (Eşitlik 1).

$$r = \frac{V_a - \left(\frac{V_b + V_c}{2} \right)}{V_a} * 100 \quad [1]$$

Burada; V_a , V_b ve V_c aynı numune farklı yönlerde (a-a’-b-b’-c-c’) ölçülen P -dalga hız değerleridir. V_a ölçüm sonucunda en yüksek çıkan sismik hız değeridir. Çizelge 3’te her kayaç türü için 27 adet numune üzerinde gerçekleştirilen sismik hız deneylerinden elde edilen anizotropi değerlerinin aritmetik ortalaması verilmiştir. Kuru durumda en yüksek değer Oniks numunesinde %3,04 olarak bulunurken en düşük anizotropi değeri ise Burdur Bej numunesinde %0,5 olarak tespit edilmiştir.

Çizelge 2. Kayaçların anizotropi değerleri (%)

Numune	Anizotropi faktörleri (%)	
	r_K	r_D
Oniks	3.04	2.94
Traverten	2.08	1.95
Burdur Bej	0.50	0.47
Ottoman Bej	0.94	0.84
Cappucino	1.15	1.05

2.2 Fiziko-mekanik özelliklerin belirlenmesi

Çalışmada kullanılan kayaçlar ticari anlamda doğal taş olarak değerlendirilmektedir. Tabakalanma yönü görsel açıdan oldukça önemli olmasının yanı sıra teknik olarak da etkilidir. Bu sebeple bazı özelliklerin yöne bağlı olarak nasıl değiştiğini belirlemek için tek eksenli basınç dayanımı (TEBD) (TS EN 1926), Brazilian çekme dayanımı (BÇD) (TSE 699), Böhme aşınma dayanımı (BA) (TS EN 14157) ve kapiler su emme (KSE) (TS EN 1925) deneyleri yapılmıştır. Deneyler sismik hız ölçümleri sonucunda belirlenen 3 yönde (a-a’, b-b’, c-c’) yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar Çizelge 3 ve Çizelge 4’te sunulmuştur.

Çizelge 3. Kayaçların yöne bağlı TEBD ve BÇD değerleri

Numune	TEBD (kg/cm ²)			BÇD (kg/cm ²)		
	a-a'	b-b'	c-c'	a-a'	b-b'	c-c'
Oniks	425	393	387	32	38	33
Traverten	414	373	406	41	41	44
Burdur Bej	1128	1010	1094	50	52	49
Ottoman Bej	942	970	833	45	45	45
Cappucino	1071	1161	964	54	57	51

Çizelge 4. Kayaçların yöne bağlı BA ve KSE değerleri

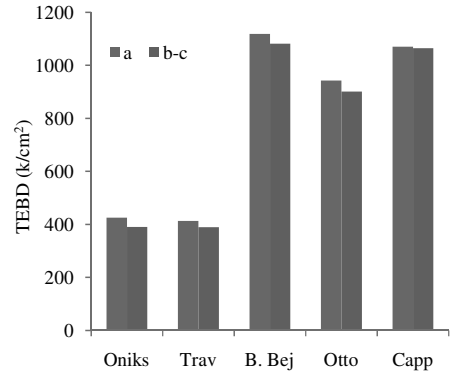
Numune	BA (cm ³ /50cm ²)			KSE (g/m ² .s ^{0.5})		
	a-a'	b-b'	c-c'	a-a'	b-b'	c-c'
Oniks	19.6	19.8	23.8	4.70	3.70	3.51
Traverten	16.2	16.2	17.8	9.92	9.92	7.05
Burdur Bej	8.3	8.5	8.7	0.71	0.83	0.61
Ottoman Bej	9.7	10.4	10.9	2.54	2.76	2.56
Cappucino	11.5	12.7	11.6	0.96	0.83	0.70

3 DEĞERLENDİRMELER

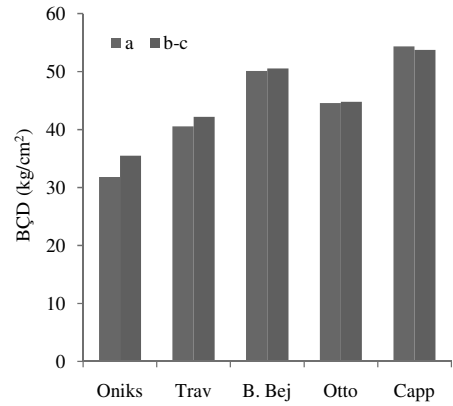
Kayaçlarda tabakalanma yönünün bazı fiziksel ve mekanik özellikler üzerindeki etkisinin araştırıldığı bu çalışmada elde edilen bulgular grafiksel olarak Şekil 4-7'de sunulmuştur. Değerlendirmeler yapılırken sismik anizotropinin hesaplanmasından yola çıkılarak a-a' yönüne karşılık diğer iki yöndeki ortalama değerler (b-c) karşılaştırılmıştır. Her deney için kullanılan numunelerin anizotropi değerleri kendi içinde ayrıca değerlendirilmiştir.

TEBD değerleri a-a' yönünde, diğer yönlerin ortalamasına nazaran tüm numunelerde yüksek çıkmıştır (Şekil 4). BÇD değerleri karşılaştırıldığında Cappucino mermeri haricinde aynı yönde düşük çıkmıştır (Şekil 5). Sismik hız verileri sonucunda a-a' yönünün tabakalanma düzlemlerine dik olduğu kabulü, dayanım deneyleri sonucunda anlamlı çıkmıştır.

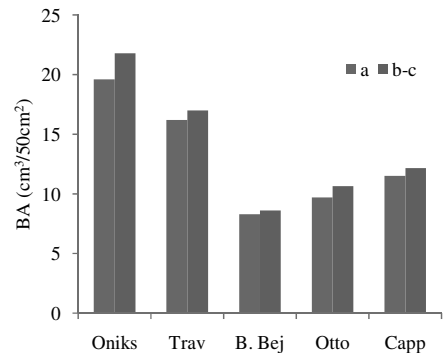
BA deney sonuçları incelendiğinde, a-a' yönünde tüm kayaçlarda aşınma değerleri, diğer 2 yöndeki ortalama aşınma değerlerine göre düşük çıkmıştır (Şekil 6). KSE sonuçları incelendiğinde ise Burdur Bej numunesinde yöne bağlı olarak kayda değer bir farklılık gözlenmemiştir. Ottoman Bej numunesinde ise a-a' yönünde düşük değerler bulunurken diğer kayaçlarda a-a' yönü nispeten ortalamaya göre yüksek çıkmıştır (Şekil 7). Başka bir ifadeyle Oniks, Denizli Traverten ve Cappucino numunelerinde BA ve KSE verileri arasında ters orantı bulunmuştur.



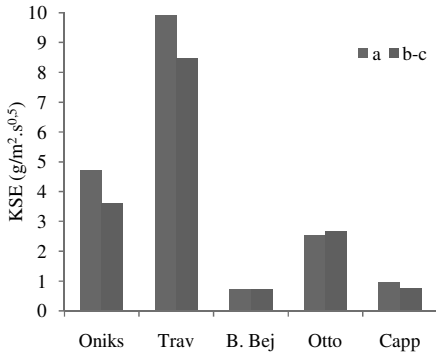
Şekil 4. Kayaçların yöne bağlı TEBD değerleri



Şekil 5. Kayaçların yöne bağlı BÇD değerleri



Şekil 6. Kayaçların yöne bağlı BA değerleri



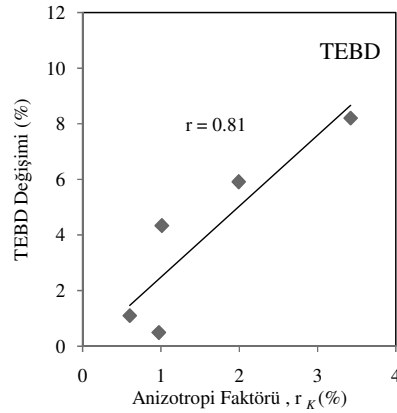
Şekil 7. Kayaçların yöne bağlı KSE değerleri

Kayaçlardaki yöne bağlı sismik hız değerlerinin değişiminden belirlenen anizotropi faktörü ile yöne bağlı fiziko-mekanik özelliklerin yüzdesel değişimleri arasındaki ilişkiler incelenmiştir. Şekil 4'teki grafiğe bakıldığında a-a' yönünde yapılan TEBD deneyleri sonucunda, diğer iki yöndeki sonuçlara göre daha yüksek değerler bulunmuştur. Bu değerlerin diğer yöndeki (b-c) ortalama değerlere göre artışı (%) ile deneyde kullanılan numunelerin sismik anizotropi faktörleri arasında güçlü ilişkiler tespit edilmiştir ($r=0,81$) (Şekil 8). Burada her numune için anizotropi faktörü, ilgili deneyde kullanılan tüm numuneler için hesaplanmış ve ortalamaları alınmıştır.

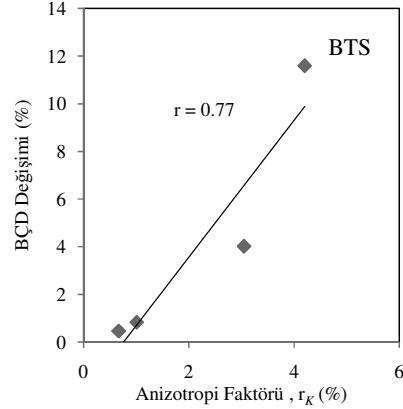
BÇD değerleri ile anizotropi faktörleri arasındaki ilişkilerde benzer yöntemle Şekil 9'da irdelenmiştir. a-a' yönünde BÇD değerleri TEBD değerlerinin tersine daha düşük çıkmıştır. Bu değerlerdeki azalma ile sismik anizotropi faktörleri arasında da yine istatistiksel olarak oldukça anlamlı doğrusal bir ilişki belirlenmiştir. Burada Cappucino mermerinde a-a' yönünde BÇD değerleri daha yüksek bulunduğu için dikkate alınmamıştır.

BA değerleri a-a' yönünde düşük çıkmıştır. TEBD deney sonuçlarına göre dayanımın yüksek çıktığı eksenin aşınma düşük bulunmuştur. Bu değerlerdeki azalma da yine anizotropi faktörleri ile karşılaştırıldığında doğrusal bir ilişki ($r=0,62$) elde edilmiştir.

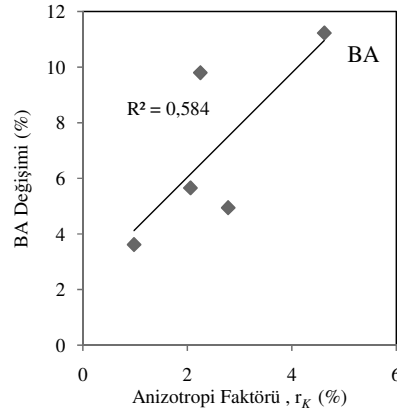
KSE değerlerinde a-a' yönünde elde edilen sonuçlara göre 2 numunede diğerlerinin aksine düşüş yaşanmıştır. Bu sebeple sismik anizotropi faktörleri ile arasındaki ilişkiler bu 5 kayaç türü için incelenmesi anlamsız bulunmuştur.



Şekil 8. Yöne bağlı yüzdesel TEBD değişimi ile anizotropi faktörü arasındaki ilişki



Şekil 9. Yöne bağlı yüzdesel BÇD değişimi ile anizotropi faktörü arasındaki ilişki



Şekil 10. Yöne bağlı yüzdesel BA değişimi ile anizotropi faktörü arasındaki ilişki

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada sedimanter kökenli 5 doğal taş türünde tabakalanma yöneliminin ya da anizotropinin bazı fiziksel ve mekanik özellikler üzerindeki etkisi *P*-dalga hızlarını ölçmek suretiyle araştırılmıştır. Elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir.

- Çalışmada kullanılan kayalar için 3 yönde yapılan sismik hız ölçümleri sonucunda anizotropi faktörleri %0,50 ile %3,04 arasında bulunmuştur.
- Kayalar suya doygun hale getirildiklerinde kuru duruma göre *P*-dalga hızları daha yüksek olduğu gözlemlenmiştir. Ayrıca doygun numunelerde sismik anizotropi değerleri kuru duruma göre tüm numunelerde düşük çıkmıştır.
- Tüm numunelerde *a-a'* yönünde diğer iki yönün ortalamasına göre yüksek *TEBD* değerleri kaydedilmiştir. *BÇD* deneyleri sonucunda ise *Cappucino* mermeri haricinde *TEBD* verilerinin tam tersi bir durum gözlemlenmiştir.
- *BA* değerlerine göre *a-a'* yönünde diğer iki yönün ortalamasına nazaran düşük aşınma verileri kaydedilmiştir. *KSE* deneylerinde ise *Burdur Bej* ve *Ottoman Bej* numuneleri dışında ortalamaya göre yüksek sonuçlar bulunmuştur.
- Sismik anizotropi faktörü ile yöne bağlı yüzdesel *TEBD*, *BÇD* ve *BA* değişimleri arasında güçlü istatistiksel ilişkiler bulunmuştur. Mermerlerde anizotropi değerlerinin artmasıyla yöne bağlı değişimlerde doğrusal olarak arttığı belirlenmiştir.

Doğal taş ocak ve fabrika işletmeciliği açısından anizotropinin fiziko-mekanik özellikler üzerinde etkili olduğu yapılan deneyler sonucunda anlaşılmıştır. Bu konuda daha fazla numune ile daha detaylı çalışmaların yapılması gerekmektedir.

KAYNAKLAR

Amadei, B., 1996. Importance of anisotropy when estimating and measuring insitu stress in rock. *Int J of Rock Mech Mining Sci Geomech Abstr*, 33(3), 293–325.

Ayaz E. ve Karacan E., 2000. Sivas batısındaki traverten oluşumlarının yapı ve yüzey kaplama taşı olarak kullanılabilirliklerinin incelenmesi. *Jeoloji Mühendisliği*, 24 (1), 87-99.

Barla, G., 1974. Rock anisotropy: Theory and laboratory testing. *Rock Mechanics*, ed. L. Müller. Springer-Verlag, New York, 132-169.

Berenbaum, R. ve Brodie, I., 1959. The tensile strenght of coal. *Journal of Institute of Fuel*, 32, 320-327.

Birch, F., 1960. The velocity of compressional waves in rocks to 10-kilobars.1. *Journal of Geophysical Research* 65, 1083–1102.

Büyüksağış, S., Atıcı, Ü. ve Ersoy, A., 2003. Travertenlerde tabaka yönünün kesme verimi üzerine etkileri. *Türkiye 4. Mermer Sempozyumu*, 18-19 Aralık 2003, 189-199.

Crampin, S., 1989. Suggestions for a consistent terminology for seismic anisotropy. *Geophys*, 37, 753-770.

Evans, I., 1961. The tensile strenght of coal. *Colliery Engineering*, 38, 428-434.

Garcia-del-Cura, M.A., Benavente, D., Martinez, J. Ve Cueto, N., 2012. Sedimentary structures and physical properties of travertine and carbonate tuf a building stone. *Construction and Building Materials*, 28, 456–467.

Güney, A., Altındağ, R. ve Kibici, Y., 2004. Mermerlerin anizotropik karakteristiğinin Shore sertliği üzerine etkisi. 5 Endüstriyel Hammaddeler Sempozyumu, 13-14 Mayıs 2004, İzmir, Türkiye.

Hobbs, D.W., 1964. The strenght and stress-strain characteristics of coal in triaxial compression. *Journal of Geology*, 72, 214-231.

Johnston, J.E. ve Christensen, N.I., 1995. Seismic anisotropy of shales. *Journal of Geophysical Research* 100, 5991–6003.

Kim, H., Cho, J.W., Song, I. ve Min, K.B., 2012. Anisotropy of elastic moduli, P-wave velocities, and thermal conductivities of Asan Gneiss, Boryeong Shale, and Yeoncheon Schist in Korea. *Engineering Geology*, 147-148, 68-77.

McLamore, R. ve Gray, K.E., 1967. The mechanical behavior of anisotropic sedimentary rocks. *Journal of Engineering for Industry*, 89, 62-76.

Piper J.D.A., Mesci, L.B., Gursoy, H., Tatar, O. ve Davies, C.J., 2007. Palaeo magnetic and rock magnetic properties of travertine: Its potential as a recorder of geomagnetic palaeo secular variation, environmental change and earthquake activity in the Sıcak Cermik geothermal field, Turkey. *Physics of the Earth and Planetary Interiors*, 161, 50–73.

TS EN 13755, 2009. Doğal taşlar - Deney metotları - Atmosfer basıncında su emme tayin. *Türk Standartları Enstitüsü*, Ankara.

TS EN 14157, 2005. Doğal taş - Aşınma direncinin tayini. *Türk Standartları Enstitüsü*, Ankara.

TS EN 14579, 2004. Doğal taşlar - Deney yöntemleri - Ses hızı ilerlemesinin tayini. *Türk Standartları Enstitüsü*, Ankara.

TS EN 1925, 2000. Doğal taşlar- Deney metotları- Kılcal etkiye bağlı su emme katsayısının tayini. *Türk Standartları Enstitüsü*, Ankara.

TS EN 1926, 2007. Doğal taşlar- Deney metotları- Basıncı dayanımı tayini. *Türk Standartları Enstitüsü*, Ankara.

TS EN 1936, 2010. Doğal taşlar - Deney yöntemleri - Gerçek yoğunluk, görünür yoğunluk, toplam ve açık gözeneklilik tayini. *Türk Standartları Enstitüsü*, Ankara.

TS EN 699, 2005. Tabii yapı taşları-Muayene ve deney metotları. *Türk Standartları Enstitüsü*, Ankara.

Mermerlerin Kayma Direncini Etkileyen Parametrelerin Değerlendirmesi ve Sınıflandırılması

Evaluation and classification of the parameters affecting impact resistance of marbles

G. Çoşkun

Cumhuriyet Üniversitesi, Sivas Meslek Yüksekokulu, Sivas-Türkiye

A. Sarıışık

Afyon Kocatepe Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Afyonkarahisar-Türkiye

G. Sarıışık

Afyon Kocatepe Üniversitesi, Endüstri Ürünleri Tasarımı Bölümü, Afyonkarahisar-Türkiye

H. Akdaş

Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Eskişehir-Türkiye

ÖZET: Bu çalışma, ayakkabı ile yürünen zeminlerde kullanılan farklı mermerlerin yayaların emniyetini artırıcı uygun yüzey işlemlerin belirlenmesi için yapılan bir araştırmayı kapsamaktadır. Yüzeyleri işlenmiş mermerlerin, yaya emniyeti açısından zemin kaplama malzemesi olarak kullanılmasında önemli parametrelerden birisi de kayma direncidir. Dört farklı şekilde yüzeyleri işlenmiş (cılalı, honlu, eskitmeli, patinatolu) ve beş tür mermerin kayma direnci, TS EN 14231 “Pandül Deney Donanımıyla Kayma Direncinin Tayini” standardı kullanılarak saptanmıştır. Ayrıca, kayma direnci ile ilişkileri belirlemek için, mermerlerin fiziksel ve mekanik özellikleri de belirlenmiştir. Bu parametreler arasındaki ilişkileri belirlemek için regresyon analizi yapılmıştır. Hem uygulanan yüzey işlemine ve yüzeyin ıslak/kuru durumuna hem de fiziko-mekanik özelliklerine göre, mermerlere ait kayma direnç değerlerinin önemli ölçüde değiştiği belirlenmiştir. Sonuç olarak, testleri yapılan mermerlere ait kayma direnç değerleri dikkate alınarak, emniyetli kullanım yerleri belirlenmiş ve sınıflandırılmıştır.

ABSTRACT: The present work attempts to determine the most suitable surface processing techniques to reduce the slipping risk of pedestrians while walking wearing shoes on marble coverings. Slip resistance which is required for pedestrians with shoes in terms of slip safety is one of the most important parameters for surface processing marbles used floor covering. Slip resistances of five different marbles, which have four different surface treatments (polished, honed, tumbled and patinato), have been determined by using TS EN 14231 Standard “Determination of Slip Resistance with Pendulum Friction Test Equipment”. In order to define the relations of slip resistance, the physico-mechanical properties of five different marbles were also identified. Regression analyses have been performed to define the relations of these parameters. Slip resistance values on marble sample plates were determined to be considerably change by depending on both the applied surface processing techniques and dry/wet of surface and their physico-mechanical characteristics. Finally, marbles used in this research have been classified according to safety applications by taking into account their slip resistance values.

1. GİRİŞ

Doğal taşlar günümüz inşaat sektöründe ve mimarisinde, kaplama malzemesi olarak yaygın şekilde kullanılmaktadır. Bu kullanım yerleri iç mekânlarda, banyo ve mutfaklarda döşeme ve kaplama malzemesi, dış mekânlarda ise merdivenleri kaplama amaçlı, kaldırım döşemesi, duvar ve zemin kaplama malzemesi, heykel ve sanatsal yapılar olarak kullanılmaktadır (Grönqvist 1995; Rowland vd, 1996; Kim 1996; Chang 1999; Manning vd, 1998).

Son yıllarda doğal taşların zemin kaplama malzemesi olarak kullanılmasında ve tasarımı, kayma direnci önem verilmesi gereken bir konu olarak ön plana çıkmaktadır. Kayma direnci, çıplak ayak ve/veya ayakkabı tabanı ile zemin kaplama malzemesi yüzeyinin etkileşiminden kaynaklanmaktadır. Bu yüzden insanların emniyetli hareket edebilmesi için, kaplama malzemesi olarak kullanılacak doğal taşların kayma direncinin belirlenmesi gerekmektedir (Grönqvist, 1995; Rowland vd, 1996; Kim, 1996; Chang, 1999; Mannig vd, 1998). Kayma vakaları, deneyi yapan kişi, deney ortamı, kirleticiler (su, yağ, donma, toz) gibi çevresel faktörler, yetersiz zaman, sıcaklık ve aydınlatma, ayakkabı ve zeminin özellikleri dâhil, bir ya da birden fazla sebepten kaynaklanmaktadır (Kim 2001). Doğal taşlara yüzey işleme tekniğinin uygulanmasıyla kullanım yeri, parlaklık, cila alma ve kaymazlık özellikleri doğrudan etkilenmektedir (Sarıışık, vd., 2010). Yüzeyleri işlenmiş doğal taş örneklerinin, kayma özelliklerinin belirlenmesi için örneklerin laboratuvar ortamında test edilmesi ihtiyacı ortaya çıkmaktadır. Literatürde kayma direncinin belirlenmesinde birçok farklı test cihazı kullanılmaktadır (Grönqvist vd, 1999; Leclercq 1999).

Bu araştırmada inşaat sektöründe ve mimaride, özellikle ıslak ortamlarda kullanılan metamorfik kökenli 5 değişik mermer örneği seçilmiştir. Ayakkabı ile yürünen yerlerde kullanılan zemin kaplamalarının kaymayı önleyici özelliklerinin belirlenmesi ve değerlendirilmesi ile fiziko-mekanik özelliklerinin kayma direncine olan etkilerinin araştırılması amaçlanmıştır. Mermer örneklerinin, dört farklı yüzey işlemi (cılalı, honlu, eskitme ve patinato) görmüş ve 30,5x30,5x1,0 cm plaka boyutunda olan örnekleri kullanılmıştır. Bu örnekler üzerinde TS EN 14231 "Pandül Deney Donanımıyla Kayma Direncinin Tayini" standardı kullanılarak kayma dirençleri ile ayrıca mermer örneklerinin fiziko-mekanik özellikleri

belirlenerek, bunların kayma direncine olan etkileri incelenmiştir.

2. MATERYAL VE METOT

2.1. Materyal

Deneylerde kullanılan mermer örneklerinin petrografik ismi, numune kodu, yüzey işleme özellikleri ile plaka boyutu Çizelge 1'de verilmektedir.

Çizelge 1. Deneyde kullanılan mermer örnekleri

Petrografik İsim	Numune Kodu	Yüzey İşleme Metodu	Plaka Boyutu (cm)
Mermer	M1		
	M2	Cılalı	30.5x30.5x1.0
	M3	Honlu	
	M4	Eskitme	
	M5	Patinato	

2.2 Metot

Kaymazlık testleri için geliştirilmiş; sürtünme ölçüm metresi, yatay dinamometre, James makinesi (machine), pandül testi ve eğik düzlem test cihazları bulunmaktadır (Grönqvist vd, 1999; Leclercq 1999; Sarıışık 2009).

2.2.1 Pandül test cihazı

Doğal taşlarda sürtünme kuvvetinin belirlenmesi için Afyon Kocatepe Üniversitesi (AKÜ), Maden Mühendisliği Laboratuvarında bulunan pandül test cihazı (WESSEX, S885 Model) kullanılmıştır. Bu cihaz, kaydırıcı ve deney yüzeyi arasındaki sürtünmeyi ölçmek ve kayma direncine ait standart bir değer tayin etmek üzere kullanılmaktadır (Şekil 1). Ayakkabı altlığını temsilen 4S lastik kauçuk pençe ile kayma direncinin belirlenmesi için pandül test cihazı ile deneyler yapılmıştır.

Test aşamasında; deney örneklerinin, mamulün tamamını veya birimin üst yüzeyini ihtiva edecek özellikte kesilmiş bir parçası olmalıdır. Her bir numune, 136 x 86 mm bir deney alanı sağlamalıdır. Bu alan, skala üzerinde okumaların yapılacağı, 126 mm'lik kayma uzunluğunda ve 76 mm genişliğinde bir kaydırıcının kullanımıyla deneye tâbi tutulmalıdır (Sarıışık, v.d, 2011). Bu çalışmada nihai ürün halindeki 30,5x30,5x1,0 cm plaka boyutunda mermer örnekleri kullanılmıştır. Sürtünme deney donanımı, kaydırıcı ve numuneler, deneyin başlamasından en az 2 saat önce (20 ± 5)°

C'lık oda sıcaklığında laboratuvar ölçümleri için muhafaza edilir.



Şekil 1. Pandül deney cihazı

Deney öncesi, deney için belirlenmiş örnek yüzeyinin üzerinde bulunan ince taneler fırça ile temizlenir ve suyla yıkanarak uzaklaştırılır. Deney yüzeyi ve kaydırıcının sıcaklığı 1 °C yaklaşımla ölçülür. Yüzeyin sıcaklığı 5 °C ilâ 40 °C aralığının dışında ise, deney yapılmamalıdır. Sürtünme deney cihazı, sert, düz bir yüzey üzerine yerleştirilir. Destek kolunu düşey olacak şekilde seviye ayar vidalarıyla ayarlanır. Sonra, pandül kolunun serbestçe salınım yapması için pandülün askı eksenini yükseltilir. Pandül kolu ve ibre, sağ yatay konumdan bırakıldığında deney skalasında sıfır işaretinde duracak şekilde ibre mekanizmasındaki sürtünme ayarlanır. Deney numunesi, uzun tarafı pandül hattında olacak ve lâstik kaydırıcıya ve pandül süspansiyon eksenine göre merkezde bulunacak şekilde sıkı biçimde yerleştirilerek, lâstik kaydırıcı ve pandül askı eksenine göre merkezlenir. Kaydırıcı hattının, kayma mesafesi boyunca numunenin uzun eksenine paralel olması sağlanır. Belirli kayma uzunluğunda ve lâstik kaydırıcının tüm genişliği boyunca temas ettiği numunenin üzerinden geçen pandül kolunun yüksekliği ayarlanır.

Kuru Şartlarda Deney İşlemi;

Çizelge 1'de tanımı ve kodları verilen mermer örnekleri, laboratuvar ölçümleri için deneyin yapılmasından önce (105 ± 5) °C sıcaklıkta kurutulur. Pandül cihazında ibre başlangıç konumuna getirilir. Yüzeye yapılan işlemler cihazın serbest bırakma düğmesine basılarak pandül kolunun serbest olarak hareketi sağlanır ve kaydırıcının deney yüzeyine yeniden temas etmesinden önce geri dönüş hareketinde tutulur. Skalada okunan değer kaydedilir. Hazırlanmış mekanizmayla kaydırıcı ve yüzeyin temasını

sağlayacak şekilde, kol ve ibre yeniden başlangıç konumuna getirilir. Aralarında üç birimden daha fazla bir farkın olmadığı art arda beş okuma alınacak şekilde aynı işlemler tekrar edilir. Laboratuvar ölçümleri için örnek, 180° döndürüldükten sonra yeniden yerleştirilir ve bütün işlemler kontrol edilerek tekrarlanır.

Yaş Şartlarda Deney İşlemi;

Bu deneylerde örnekler, laboratuvar ölçümleri için deneyin yapılmasından önce (20 ± 5) °C sıcaklıktaki su içerisinde en az 2 saat süreyle bekletilir. Pandülün her kaymasından önce deney yüzeyi ve kaydırıcı, (20 ± 5) °C sıcaklıktaki damıtık veya deiyonize su ile devamlı olarak ıslatılır. Yüzey üzerinde hareket eden deney cihazının başlığı yukarı kaldırılır ve sıfır hata için serbest kayma kontrol edilir. Laboratuvar ölçümleri için örnek, 180° döndürüldükten sonra yeniden yerleştirilir ve bütün işlemler tekrar kontrol edilerek tekrarlanır. Her bir örnek veya her bir deney alanı için kuru ve yaş şartlarının her ikisinden ve zıt doğrultularda ölçülmüş beşli grup halindeki okuma değerlerinin ortalaması hesaplanır. Hesaplamaları yapılan pandül değerleri kayma direncine göre (Çizelge 2) ve kayma potansiyeline göre sınıflandırılır (Çizelge 3).

Çizelge 2. Kayma Direncinin Sınıflandırılması (Bowman, 2004).

Pandül Değeri	Kayma Direnci
0-24	Tehlikeli
24-34	Sınırlı
35-64	Yeterli
>65	Çok İyi

Çizelge 3. Kayma potansiyelinin sınıflandırması (TS EN 14321, 2004; Bowman, 2004).

Sınıf	Pandül değeri	Kayma potansiyeli	Uygulama alanları
V	>54	Çok düşük	Dış mekân eğimli alanlar,
			Dış mekân yürüyüş yolları, yüzme havuzu çevresi, dış mekân basamaklar
W	45-54	Düşük	Alışveriş merkezleri, yemek alanları, otel giriş salonları, ortak soyunma odaları, iç mekân basamaklar
X	35-44	Orta	Banyo, depo, çamaşırhane
Y	25-34	Yüksek	Alışveriş merkezleri
Z	<24	Çok yüksek	

2.2.2 Yüzey işleme yöntemleri

Ayakkabı ile gezilen zemin kaplamalarında yoğun olarak kullanılan mermer örnekleri üzerinde en çok uygulanan yüzey işleme tekniklerinden cilalama, honlama, eskitme ve patinato yüzey işlemi görmüş ve fabrikada direk üretimden çıkan nihai ürünler, bu çalışmada tercih edilmiştir.

Cilalama

Cilalama işlemi temelde kontrollü bir aşındırma işlemidir. Cilalama işleminde, silim-cila hattında bulunan makineler kullanılır. Silim hattında, aşındırıcılar ile kireçtaşı yüzeyinde kesim esnasında oluşan çizikler veya parçacıkların uzaklaştırılması ile yüzeyin pürüzsüz bir hale getirilme işlemi yapılmaktadır (Kulaksız, 2007).

Honlama

Honlama işlemi, yüzeyde tane boyutu küçük olan (30–320 grit) aşındırıcılar kullanılarak yapılır. Honlama işlemi için istenilen matlık talebine göre 220, 320 abrasifle silim yapılır ve ardından 1 kafa honlama keçesi ile aşındırıcı izleri silinir. Honlama işlemi sonucunda düz, cilalıya göre daha pürüzlü ve mat bir yüzey elde edilir. Yüzey cilasız olduğu için kaymayı önleyici ve daha emniyetli bir yürüyüş imkânı elde edilmektedir (Kulaksız, 2007).

Eskitme

Eskitilmiş yüzey, doğal taş yüzeylerinin aşındırıcılar ile uzun sürede işlenmesi sonucu elde edilmektedir. Doğal taşlar, su ve aşındırıcı parçacıklarla beraber eskitme teknesinin içine konulur. Makinenin değişik mekanik hareketleri sonucunda aşındırıcılı ve sulu karışımla birlikte ve hareketli ortamda karışarak aşınır. Doğal taş parçaları titreşim, salınım, çalkalama hareketleri yapan teknenin içinde değişik formlarda aşındırıcı, kimyasal veya metal malzemelerle birlikte işleme tabi tutulur. Eskitme işleminde, kenar ve köşelerde daha fazla aşınma oluşmaktadır (Engin, 2007).

Patinato

Çeşitli kalınlıkta çelik telden oluşan fırçalar taşın yüzeyine dairesel hareketlerle otomatik silim hattında olduğu gibi sırayla sürtülür. Bu esnada yüzeydeki yumuşak bölgelerden bir miktar talaş malzeme kaldırılır. Sonuçta taşın yüzey ve kenarlarında pürüzlü ve engebeli bir yüzey oluşarak taş eskimiş bir görüntüye kavuşturulmuş olur. Bu yöntemle taş çok yumuşak ve doğal bir görünüm kazanır, bu yüzden fırçalama oldukça

talep gören bir yöntemdir. Kullanılan aşındırıcıya da bağlı olarak oldukça düşük düzeyde pürüzlülük, düzgün olmayan ama gözle görülebilir bir parlaklık ve özellikle büyük plakalarda fark edilen belirgin yüzey ayrıntıları göze çarpan özelliklerdendir (Kulaksız, 2007).

2.2.3 Fiziksel ve mekanik özellikler

Mermer örneklerinin fiziksel ve mekanik özellikleri;

- knoop sertliği TS EN 14205,
- porozite TS EN 1936,
- su emme TS EN 13755,
- basınç dayanımı TS EN 1926
- don sonrası basınç dayanımı TS EN 12371,
- eğilme dayanımı TS EN 13161,
- ultrasonik hız TS EN 14579,
- aşınma dayanımı TS EN 1341

Standartları dikkate alınarak, Afyon Kocatepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölüm Laboratuvarlarında yapılmıştır. Doğal taş örneklerinin boyutları 70.0x70.0x70.0 mm ve 30.0x50.0x180.0 mm olup, deneyler en az 6 adet örnekle yapılarak ortalamaları alınmıştır.

3. DENEYLER ve VERİLERİN DEĞERLENDİRİLMESİ

3.1 Mermer Örneklerinin Pandül Yöntemi ile Kuru ve Islak Ortamında Kayma Direnci Analizleri

Mermer örneklerinin zemin kaplamalarında çoğunlukla tercih edilen 30,5x30,5x1,0 cm plaka boyutunda, 5 farklı mermer, 4 farklı (cilalı, honlu, patinato ve eskitme) yüzey işleme metodu, 2 adet numune, 6 pozisyon, 2 farklı ortamda (kuru ve ıslak) deneyler yapılmıştır.

Yüzey işlemlerine göre yapılan kayma direnci istatistiksel analizleri sonucunda, kuru ve ıslak ortamda tüm yüzeyler üzerinde elde edilen kayma direnci değerleri arasında anlamlı düzeyde bir farklılık görülmektedir. Mermer örneklerinin, pandül yöntemi ile kuru ve ıslak ortamda yüzey işlemlerine göre elde edilen kayma direnci ve standart sapma değerleri Şekil 2’de görülmektedir.

Mermer örneklerinin kuru ve ıslak ortamda yüzey işlemlerine göre kayma direnci ikili karşılaştırmaları gösterilmektedir. Beklenildiği gibi dört farklı yüzeyde kuru ortamda elde edilen kayma direnci değerlerinin, ıslak ortamda elde edilen kayma direnci değerlerinden daha yüksek

olduğu görülmektedir. Mermer örneklerinde, yüzey işlemlerine göre kuru ortamda 32-62 arasında, ıslak ortamda ise 1-37 arasında kayma direnci değeri almaktadır. Yüzey işlemlerine göre kuru ve ıslak ortamda elde edilen kayma direnci verilerinin kayma potansiyellerine göre sıralaması yapıldığında kuru ve ıslak ortamda cilalı<patinato<honlu<eskitleme sıralaması elde edilmektedir. Kuru ve ıslak ortamda cilalı, honlu ve patinato yüzeyli mermer plakalarının kayma riski yüksek olduğu için zemin kaplama ve kullanım yeri seçiminde dikkat edilmelidir. Kuru ve ıslak ortamda eskitilmiş yüzeye sahip mermer örneklerinin kullanılması daha emniyetli olacaktır olduğundan tercih edilmelidir.

3.2 Fiziksel ve Mekanik Özelliklerin Kayma Direncine Etkisi

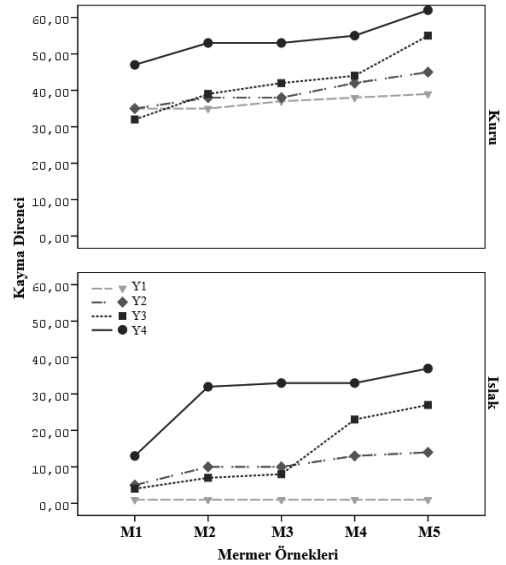
Mermer örneklerinin fiziko-mekanik özellikleri AKÜ Doğal taş analiz laboratuvarında standartlara uygun bir şekilde yapılmış ve sonuçları Çizelge 4'de verilmektedir.

Çizelge 4. Mermer örneklerinin fiziko-mekanik özellikleri

Fiziko-Mekanik Özellikler	M1	M2	M3	M4	M5
Knoop Sertlik	131,14	145,76	147,89	152,78	163,81
Porozite(%)	0,42	0,38	0,35	0,32	0,29
Su Emme(%)	0,96	0,88	0,72	0,66	0,53
Basınç Dayanımı (MPa)	59,85	68,16	70,85	74,45	76,65
Don S.Basınç Dayanımı (MPa)	55,15	65,1	65,15	68,16	73,28
Eğilme Dayanımı (%)	9,03	9,48	9,66	10,12	11,45
Ultrasonik Hız (m/s)	2930	3990	4140	4980	5220
Aşınma Dayanımı (Mm)	17,83	18,81	19,31	19,95	20,99

Çalışmada mermer örneklerinin fiziko-mekanik özelliklerinin pandül test yöntemi sonucu elde edilen kayma direncine olan etkileri basit regresyon analizi ile incelenmiş ve analiz toplu sonuçları Şekil 3'te gösterilmiştir. Yapılan analizlerde, mermer örneklerinde cilalı yüzeylerde R^2 katsayısı 0.70-0.97, patinato yüzeylerde R^2 katsayısı 0.86-0.96, honlu yüzeylerde R^2 katsayısı 0.85-0.90 ve eskitilmiş yüzeylerde R^2 katsayısı 0.85-0.97 arasında regresyon değerleri elde edilmiştir. Kayma direnci

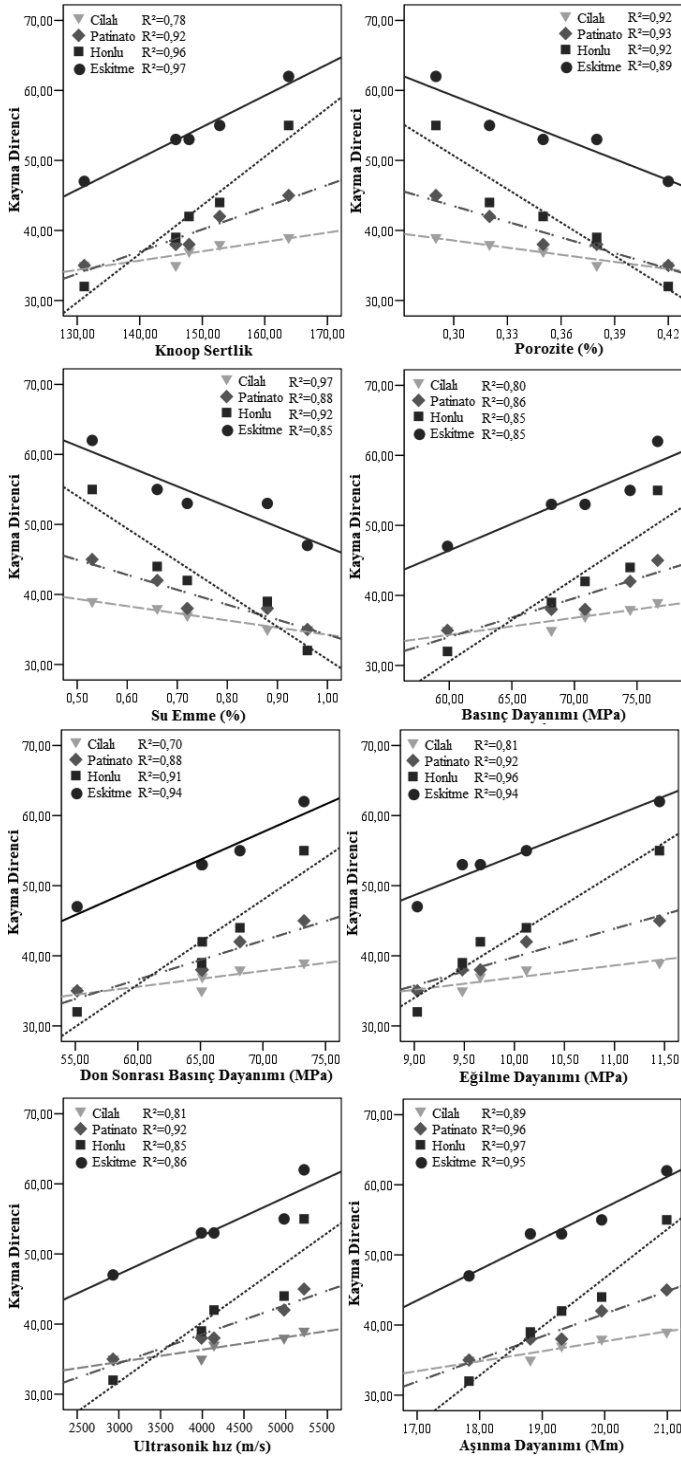
ile cilalı, patinato, honlu ve eskitilmiş mermer örneklerinin fiziko-mekanik özellikleri arasında yüksek bir ilişki olduğu görülmektedir. Bu değere göre kayma direnci ile porozite ve su emme arasında ters bir ilişki varken, knoop sertliği, basınç dayanımı, don sonrası basınç dayanımı, eğilme dayanımı, ultrasonik hızı ve aşınma dayanımı pozitif korelasyonlu lineer bir ilişki elde edilmiştir. Mermerlerde porozite ve su emme oranı arttıkça, kayma direncide azalmaktadır. Knoop sertliği, basınç dayanımı, don sonrası basınç dayanımı, eğilme dayanımı, ultrasonik hızı ve aşınma dayanımı arttıkça kayma direncide artmaktadır. Bu yüzden Knoop sertliği, basınç dayanımı, don sonrası basınç dayanımı, eğilme dayanımı, ultrasonik hızı ve aşınma dayanımı arttıkça kayma direnci artacak, yüzeyin kayma riski azalacaktır.



Şekil 2. Mermer örneklerinin kuru ve ıslak ortamda yüzey işlemlerine göre kayma direnci ikili karşılaştırmaları

3.3 Mermer Örneklerinin TS EN 14231 Standardına Göre Sınıflandırılması

Mermer örneklerinin yüzey işlemlerine göre hesaplanan kayma direnci değerleri TS EN 14231 standardındaki (Çizelge 3) sınıflandırmaya uygun olarak kuru ve ıslak ortamda nerelerde kullanılacağı saptanarak hangi sınıflar içinde yer aldıkları Çizelge 5'de verilmektedir.



Şekil 3. Mermer örneklerinin fiziko-mekanik özellikleri ile kayma direnci ilişkileri

Çizelge 5. Mermer örneklerinin kuru ve ıslak ortamda sınıflandırılması

Ortam ve Yüzey İşlemleri		M 1		M 2		M 3		M 4		M 5	
		Kd	Sınıf	Kd	Sınıf	Kd	Sınıf	Kd	Sınıf	Kd	Sınıf
Kuru Ortam	Y 1	35	X	35	X	37	X	38	X	39	X
	Y 2	35	X	38	X	38	W	42	X	45	X
	Y 3	32	Y	39	V	42	X	44	X	55	X
	Y 4	47	W	53	W	53	V	55	W	62	V
Islak Ortam	Y 1	1	Z	1	Z	1	Z	1	Z	1	Z
	Y 2	5	Z	10	Z	10	Z	13	Z	14	Z
	Y 3	4	Z	7	Y	8	Z	23	Z	27	Z
	Y 4	13	Z	32	Y	33	X	33	Y	37	Y

Kuru ortamda honlu yüzeyli M1 örneği kayma direnci değeri 25'den büyük olduğu için Y sınıfında yer almaktadır. Kuru ortamda cilalı yüzeyde tüm örneklerde ve patinato ve honlu yüzeyli M1, M2; M3 ve M4 örneklerinde kayma direnci değeri 35'ten büyük olduğu için X sınıflamasında yer almaktadır. Honlu ve patinato yüzeyli M5 örneğinde ve eskitilmiş yüzeyli M1 ve M3 örneklerinde kayma direnci değeri 45'den büyük olduğu için W sınıflamasında yer almaktadırlar. Eskitilmiş yüzeyli M4 ve M5 örneği kayma direnci değeri 54'den büyük olduğu için V sınıfında yer almaktadır.

Islak ortamda cilalı ve patinato yüzeyli tüm örneklerde, honlu yüzeyli M1, M2, M3 ve M4 örnekleri ile eskitme yüzeyli M1 örneğinde kayma direnci değeri 24'den küçük olduğu için Z sınıflamasında yer almaktadır. Eskitilmiş yüzeyli M2, M3 ve M4 örneklerinde kayma direnci değeri 25'den büyük olduğu için Y sınıflamasında yer almıştır. Honlu ve eskitilmiş yüzeyli M5 örneklerinde kayma direnci 35'den büyük olduğu için X sınıflamasında yer almıştır.

Kuru ve ıslak ortamda X sınıflandırılmasında yer alan mermer plakaları alışveriş merkezlerinde, yemekhane alanları, ortak soyunma odaları, iç mekânlarda basamaklar ve otel girişlerinde, V sınıflamasında yer alan mermer plakaları dış mekânda eğimli alanlarda kullanılabilirler. Y sınıflamasında yer alan mermer plakaları banyo, depo ve çamaşırhanelerde, W sınıflamasında yer alan mermer plakaları dış mekânda, yürüyüş alanları, yüzme havuzu alanları ve dış mekân basamaklarında ve Z sınıflamasında yer alan mermer plakaları alışveriş merkezlerinde tercih edilebilir.

4. SONUÇ ve ÖNERİLER

Yapılan çalışmalar sonucunda, TS EN 14231 standartları esas alınarak, cilalı, honlu, eskitme ve patinato yüzeylere sahip 5 farklı mermer çeşidine ait kayma direnç değerleri belirlenmiştir.

Mermer örneklerinin yüzey işlemlerine göre kuru ve ıslak ortamda yapılan deneylerden elde edilen kayma direnci değerlerine bakıldığında, istatistiksel olarak anlamlı bir fark olduğu görülmektedir. Buna göre mermer örneklerinin zemin kaplama malzemesi olarak kullanımında yüzey işlemleri ile fiziko-mekanik özelliklerinin de etkili olduğu tespit edilmiştir. Mermer örneklerinin, yüzey işlemlerine bağlı olarak kuru-ıslak ortamda elde edilen kayma direnci verilerinin kayma potansiyellerine göre sıralaması yapıldığında kuru ve ıslak ortamda cilalı<patinato<honlu<eskitleme sıralaması ortaya çıkmaktadır. Kuru ve ıslak ortamda cilalı, honlu ve patinato yüzeyli mermer plakalarının kayma riski yüksek olduğu için zemin kaplama ve kullanım yeri seçiminde dikkat edilmelidir. Kuru ve ıslak ortamda eskitilmiş yüzeye sahip mermer örneklerinin kullanılması daha emniyetli olduğundan tercih edilmelidir.

Bu çalışmada, mermer örneklerinin deneysel ve istatistiksel analizleri sonucu belirlenen kayma dirençlerine göre sınıflaması yapılarak, emniyetli kullanım yerleri önerilmiştir. Beklenildiği gibi kuru ortamda tüm yüzeyler üzerinde kayma direnci yükseldiği için kayma potansiyeli azalırken, ıslak ortamda ise kayma direnci değerleri düştüğü için tüm yüzeylerde, kayma potansiyeli ve riski artmaktadır.

Elde edilen sonuçlardan kuru ortamda, mermer örneklerinin zemin kaplamalarında daha emniyetli olarak kullanılabileceği sonucu ortaya çıkmaktadır. Ancak ıslak ortamda, kayma direnci değerleri önemli ölçüde düşmektedir. Bu nedenle de kayma riski artmaktadır. Pendulum test yönteminden elde

edilen sonuçlar ışığında, kuru ve ıslak ortam için mermer örneklerinin seçimi söz konusu olduğunda, eskitme yüzeyli kireçtaşı örneklerinin tercih edilmesinin uygun olacağı önerilmektedir.

Fiziko-mekanik özelliklerine bakıldığında ise önemli ölçüde kayma direnci değerlerini etkilediği görülmüştür. Bu nedenle zemin kaplamalarında kullanılacak olan mermer örneklerinin fiziko-mekanik özelliklerinin de kayma direncini önemli ölçüde etkilediği tespit edilmiştir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, Bilimsel Araştırma Projeleri Komisyonu'nun (ESOGÜ-BAP) 30.04.2010 tarih ve 14 sayılı kararı ile (proje numarası 201015016) ve TÜBİTAK-1002 Projesi (Proje No: 108M624) tarafından desteklenmektedir. Katkılarından dolayı teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

- Bowman, R., 2004, Practical Aspects of slip resistance of stone, www.discoveringstone.com.
- Carpenter, J., Lazarus, D., Perkins, C., 2006. Safer surfaces to walk on reducing the risk of slipping, Construction Industry Research and Information Association (CI RIA) C652.
- Chang, W.R., 1999, "The effect of surface roughness on the measurement of slip resistance", International Journal of Industrial Ergonomics, 24, 299–313.
- Engin, İ.C., 2007, "Doğal Taş (Mermer) Maden İşletmeciliği ve İşleme Teknolojileri", Dekoratif Taş İşletmeciliği, Ürün çeşitlendirme Yöntem ve Makineleri, Ankara, 8, 594-595.
- Grönqvist, R., 1995; "Mechanisms of friction and assessment of slip resistance of new and used footwear sales on contaminated metals", Ergonomics, 38, 224–41.
- Grönqvist, R., Hirvonen, M., Toiv, A., 1999; "Evaluation of three portable floor slipperiness testers", International Journal of Industrial Ergonomics 25, 85–95.
- Kim, I.J., 1996; "Microscopic investigation to analyze the slip resistance of shoes", Proceedings of the Fourth Pan Pacific Conference on Occupational Ergonomics, November, Taiwan, ROC, 68–73.
- Kim, I.J., 2001; "Microscopic observations of the progressive wear on shoe surfaces that affect the slip resistance characteristics", International Journal of Industrial Ergonomics, 28, 17-29.
- Kulaksız S., 2007; "Doğal Taş (Mermer) Maden İşletmeciliği ve İşleme Teknolojileri", MMO, Ankara.
- Leclercq, S., 1999; "The prevention of slipping accidents: a review and discussion of work related to the methodology of measuring slip resistance", Safety Science, 31, 95–125.
- Manning, D.P., Jones, C., Rowland, F.J., Roff, M., 1998; "The surface roughness of a rubber soling material determines the coefficient of friction on water-lubricated surfaces", Journal of Safety Research, 29, 275–283.
- Rowland, F.J., Jones C., Manning D.P., 1996; "Surface roughness of footwear soling materials: Relevance to slip resistance", Journal of Testing and Evaluation, 24 (6), 368–376.
- Sarıuşık, A., 2009; "Safety analysis of slipping barefoot on marble covered wet areas", Safety Science, 47(10), 417-1428.
- Sarıuşık, A., Sarıuşık G., 2010; "Doğal Taş Nihai Ürünlerinin Kayma Açısını Etkileyen Parametrelerin İstatistiksel Analizi", Madencilik Dergisi, 49(1), 17-30.
- Sarıuşık, A., Akdaş, H., Sarıuşık., G., Coşkun, G. 2011 "Pandül ve Yüzey Pürüzlülük Deneyleri ile Mermerlerde Kayma Emniyeti Analizi, Türkiye 22. Uluslar arası Madencilik Kongresi ve Sergisi, Ankara.
- TS EN 14321, 2004, "Doğal taşlar - Deney metotları - Pandül deney donanımıyla kayma direncinin tayini", Türk Standartları Enstitüsü.
- TS EN 14205, 2004, Doğal Taşlar- Deney Metotları- Doğal taş deney metotları - Knoop sertliğinin tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 1936, 2010, Doğal Taşlar-Deney yöntemleri-Gerçek yoğunluk, görünür yoğunluk, toplam ve açık gözeneklilik tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 13755, 2009, Doğal Taşlar-Deney metotları-Atmosfer basıncında su emme tayin Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 1926, 2007, Doğal Taşlar- Deney Metotları-Basınç Dayanımı Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 12371, 2003, Doğal Taşlar-Deney metotları-Dona Dayanım Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 13161, 2009, Doğal Taşlar-Deney Metotları-Sabit Moment Altında Eğilme Dayanımının Tayini Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 14579, 2006, Doğal Taşlar-Deney metotları-Ses hızı ilerlemesinin tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 1341 Ek-C, Aşınma Direnci Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- WESSEX Catalog, 2010, "Pendulum Test Equipment".

Eğirdir bej doğal taş bloklarının plaka veriminin ultrasonik ölçümlerle belirlenmesi

Determination of slab efficiency of Egirdir beige natural stone blocks by ultrasonic measurements

A. Sakcalı, & H. Yavuz

Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Isparta.

Ş. Şahin

Süleyman Demirel Üniversitesi, Jeofizik Mühendisliği Bölümü, Isparta

ÖZET: Mermer ocaklarında elmas telle kesilerek üretilen mermer blokları, mermer işleme fabrikalarına taşınmaktadır. Mermer fabrikalarında mermer blokları, ST veya katraklarla döşeme ve kaplama amacıyla farklı kalınlıklarda plakalar halinde kesilmekte ve daha sonra boyutlandırılıp yüzey işleme işlemlerinden geçirilmektedir. Blokların plakalar halinde kesilmesi esnasında, mermer bloğunun kalitesine bağlı olarak parçalanma ve kırılmalar nedeniyle istenilen boyutta ürünler elde edilememektedir. Mermer bloklarının kalitesini düşüren ve kesim esnasında kırılmalara neden olan yapısal bozukluklar kırık, çatlak ve fissür gibi süreksizliklerdir. Bu çalışmada, mermer bloklarının sayısal olarak kalitesini tanımlamak amacıyla ultrasonik cihazla P-dalga hızı ölçümleri yapılmıştır. Ölçümler bir mermer fabrikasında katrak kesimine girecek, Isparta-Eğirdir bölgesindeki bir ocaktan üretilen mermer blokları üzerinde gerçekleştirilmiştir. Elde edilen veriler kullanılarak bloğun P-dalga hızı değişim konturları çizilmiştir. Blokların her birinin ortalama P-dalga hızı ile plaka verimi arasındaki ilişki incelenerek önceden yapılacak ölçümlerle plaka veriminin tahmin edilebileceği ortaya konmuştur.

ABSTRACT: Marble blocks produced by diomond wire cutting in marble quarries are transported to marble processing factories. Marble blocks are sawn as slabs of different thicknesses by ST or frame saws for flooring and covering applications and then dimensioning for surface processing. During the sawing of blocks as slabs, desired size products cannot be obtained due to fragmentation and fracturing depending on the quality of marble blocks. Structural defects that cause breakages during sawing and reduce the quality of marble blocks are discontinuities such as fractures, cracks, fissures. In this study, P-wave velocity measurements were performed with an ultrasonic measurement device in order to numerically characterize the quality of the marble blocks. Measurements were carried out on marble blocks prepared for frame sawing, produced from a quarry in Isparta-Eğirdir. Contours of P-wave velocity changes for marble blocks were plotted using the data obtained from these measurements. By analyzing the relation between the slab efficiency and average P-wave velocities, it was found that the slab efficiency can be predicted from P-wave velocity measurements.

1 GİRİŞ

Mermer bloklarından mermer plaka (levha) kesilmesi sırasında kayıpların mümkün olduğu kadar az olması istenir. Bu ise ancak, sağlam ve

çatlaksız düzgün yüzeyli ve geometrik şekildeki bloklardan sağlanabilmektedir. İşlenen blokların küçük boyutlu olması da kesilme sırasında kayıpları arttırmaktadır. Bu nedenle mermercilikte kalite kontrolü, mermer bloğunun çıkarıldığı ocak işletmesinden başlar (Akçakoca vd., 2003). Mermercilikte önemli bir parametre olan kalite

kontrolünü çeşitli yöntemlerle yapmak mümkündür.

Çoğu sert taş hariç doğal taşlar renk, doku ve yapı bakımından homojen değildir. Aynı blokta çoğu zaman farklılıklar gözlemlenir. Mermer cinsinin genel karakteristik özelliklerine göre blok kalite kontrolü yapılmalıdır. Bloğun kusursuz olması (kırık ve çatlak içermemesi) kesme makinelerinin verimliliğini etkileyen önemli parametrelerden biridir. Süreksizlikler blok kalite kontrolünde son derece önemlidir. Genel olarak, süreksizliklerle kırık, çatlak, fissür ve mikro fissürler kastedilmektedir. Bloklarda temel etkileri nedeniyle kırık ve çatlaklar diğerlerinden daha önemlidir. Blok homojenliği, mermer ile makina-ekipmanlar ve maliyetler arasındaki ilişki kadar, ürünün devamlılığı ve temini açısından da son derece önemlidir (Karaca, 2003).

Ultrasonik yöntem inşaat, tıp, elektronik, metal, vb. birçok alanda kullanılmaktadır. Doğal yapı taşları için; tarihi yapılarda, yapı taşlarının çatlak derinliğini ultrasonik yöntemle belirlemenin mümkün olduğu (Christaras, 2003) ve ultrasonik yöntemin kaya kalitesi sınıflamada çok iyi bir indeks olduğu Topal ve Doyuran (1996) tarafından belirtilmiştir.

Dearman vd. (1987), King vd. (1995), Sarpün (1998), Kahraman (2002), Prassianakis ve Prassianakis (2004), Sarpün (2004), Leucci ve De Giorgi (2006), Kahraman (2007), Toprak (2009) yaptıkları çalışmalarda kaya kütlelerinde ultrasonik yöntemi kullanmışlardır. Ayrıca, Keskin (1994), Onur ve Bakraç (1997), Bramanti ve Bozzi (2001), Kahraman vd. (2007) büyük mermer bloklarında ultrasonik yöntem kullanılarak çalışmalar yapmışlardır.

Bu çalışmada, aynı tür mermer blokları üzerinde ultrasonik ölçümler yapılmış bu ölçümlerle blok kalitesi tanımlanmaya çalışılmıştır. Ayrıca bloklardan elde edilen plakaların verimi belirlenerek blok kalitesi ile ilişkisi ortaya konmuştur.

2 MATERYAL VE YÖNTEM

2.1 Katraklar ve Teknik Özellikleri

Tek testerele kesim makinesi, elmas telli kesici veya sayalama makinesiyle yapılan sayalama işlemi sonucunda üretilen doğal taş bloklarının istenilen kalınlıkta levhalara ayrılmalarda testere, tel veya kemer kesim sistemine sahip makinelerle yapılır. Bunlardan düz testere sistemiyle çalışan

makinelere katrak (cut rock, gangsaw, frame saw veya gangsaw mill) adı verilmektedir. Kesme cinsine, yöntemine ve yönüne göre isimlendirilirler (Kulaksız, 2007). Kullanılan katrakların kesim esnasında kasnak kısmından ve ön testere gövdesinden görünümü Şekil-1'de gösterilmiştir.

Bu çalışmada, blokların kesildiği fabrikada kullanılan katraklar lamalar arası mesafeye göre 2'lik ve 3'lük katrak olarak sınıflandırılmaktadır. 2'lik katraklarda 76-80 arası lama bulunurken, 3'lük katraklarda ise 56-60 arası lama vardır. Lamalar 3.5 mm kalınlığında olup lamadaki soketler ise 5 mm kalınlıktadır. Katrağın devri kesilecek kayaca göre değiştirilmektedir. Eğirdir'deki ocaktan çıkan mermer türü bej mermer olduğu için katrak devir sayısı 15-20 d/dk olarak ayarlanmış ve buna paralel kesim hızının 20-25 cm/s olduğu belirlenmiştir. Ayrıca endüstrinin talebine göre 2'lik katraklar kullanılmıştır. Fabrikada kullanılan katrakların kesim esnasında kasnak kısmından görüntüsü Şekil 1'de gösterilmiştir (Sakcalı, 2013).



Şekil 1. Kesim esnasında katraktan bir görüntü

2.2 Plaka verimi

Katrağa girecek bloklardan teorik olarak elde edilmesi gereken plaka sayısı Eşitlik 1 kullanılarak hesaplanmıştır.

$$n_t = M / (s + w) \quad (1)$$

Burada; n_t : Teorik plaka sayısı, M: Bloğun katrak kesim yönüne dik yöndeki uzunluğu (cm), s: Lamalar arası mesafe (cm), w: Soket kalınlığı (cm).

Katraktan çıkan sağlam plaka sayısının teorik plaka sayısına oranı ile (Eşitlik 2) bloğun plaka verimini hesaplanmıştır.

$$PV=(n_p/n_t) \times 100 \quad (2)$$

Burada; PV: Plaka verimi (%), n_p : Bloktan elde edilen sağlam plaka sayısı, n_t : Teorik plaka sayısı.

2.3 Doğal taşın fiziksel ve mekanik özellikleri

Çalışmanın yapıldığı Eğirdir Bej mermerinin fiziksel ve mekanik özelliklerinin belirlenmesinde TS EN 14579, TS 699 (2009) standartları kullanılmıştır. Yapılan deneylerle, doğal taş türünün birim hacim ağırlığı $2.71 \pm 0.01 \text{ g/cm}^3$, kütlece su emme oranı % 0.08 ± 0.01 , görünür porozitesi % 0.21 ± 0.03 , numune P-dalga hızı $5879 \pm 75 \text{ m/sn}$, tek eksenli basınç dayanımı $73.85 \pm 8.84 \text{ MPa}$ ve Schmidt sertliği 41.13 ± 0.20 olarak bulunmuştur (Sakcalı, 2013).

2.4 Ultrasonik P-dalga hızının ölçümü

Ölçümler Pundit 7 marka ultrasonik P-dalga geçiş süresi ölçüm cihazı ile yapılmıştır. Pundit (Taşınabilir Dijital Ultrasonik Tahribatsız Belirteç Cihazı) ultrasonik boyuna gerilme dalgalarının darbe yayılma hızını ölçmek için kullanılır. Pundit 7 marka ultrasonik hız ölçüm cihazı Şekil-2'de gösterilmiştir.



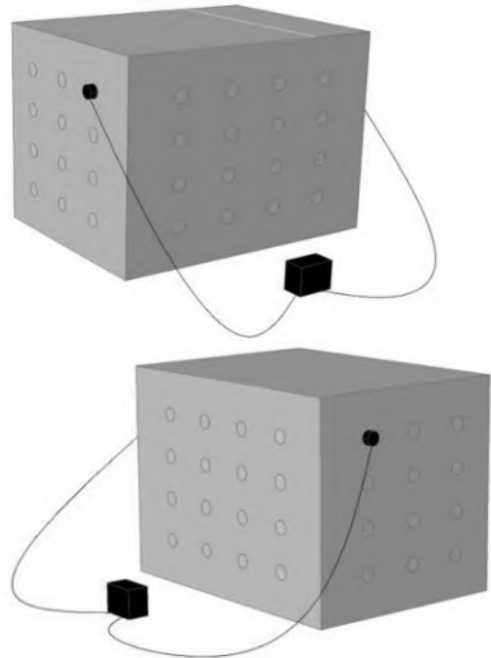
Şekil 2. Ultrasonik P-dalga hızı ölçüm cihazı

Uzunlamasına gerilme dalgaları bir sinyal verici tarafından bir dalga etkisiyle, kayacın bir yüzeyinden (jel veya gres yağı tarafından verici ve kayaç arasında boşluk kalmayacak şekilde) verilir. Dalga kayacı dolaşır ve zıt yüzeyinde birleştiğinde benzer bir alıcı tarafından alınır. Darbe geçiş süresi cihaz tarafından belirlenir. Problar arasındaki mesafe geçiş hızını bulmak için ölçülür (Germann Inst., 2012).

UPV (Ultrasonik dalga hızı) test metodu kayaçlar için ASTM (1994), ISRM (1981), ve TS EN 14579 dahil olmak üzere çeşitli standartlara

göre yapılır. Test yöntemi, tamamen tahribatsızdır ve zamanla UPV değişikliklerini belirlemek için farklı zamanlarda aynı noktada deneyleri tekrar etmek mümkündür.

Bloklar üzerinde ultrasonik P-dalga hızı ölçümü; direkt ve yarıdirekt yöntemleriyle gerçekleştirilmiştir. Direkt yöntemde ölçümler karşılıklı noktalar boyunca ve çapraz şekilde bloğun en ve boy yüzeyleri üzerinde gerçekleştirilmiştir. Yarıdirekt yöntemde ise bloğun en yüzeyi ve boy yüzeyinde sabit uzaklıktaki noktalar ve değişen noktalar olmak üzere ölçümler gerçekleştirilmiştir. Ölçümler boyuna direkt, enine direkt, boyuna çapraz, enine çapraz, sabit yarıdirekt, uzaktan yakına yarıdirekt olarak 6 farklı ölçüm şekliyle yapılmıştır. Blok yüzeyinin durumuna göre bloklar üzerinde iki ölçüm noktası arasındaki mesafe 15-50 cm arasında seçilmiştir. Bu ölçüm işlemleri sırasında problemlerin konumuna göre yapılan boyuna direkt ölçüm Autocad'de çizilen 3D modelle Şekil-3'te gösterilmiştir (Sakcalı, 2013).

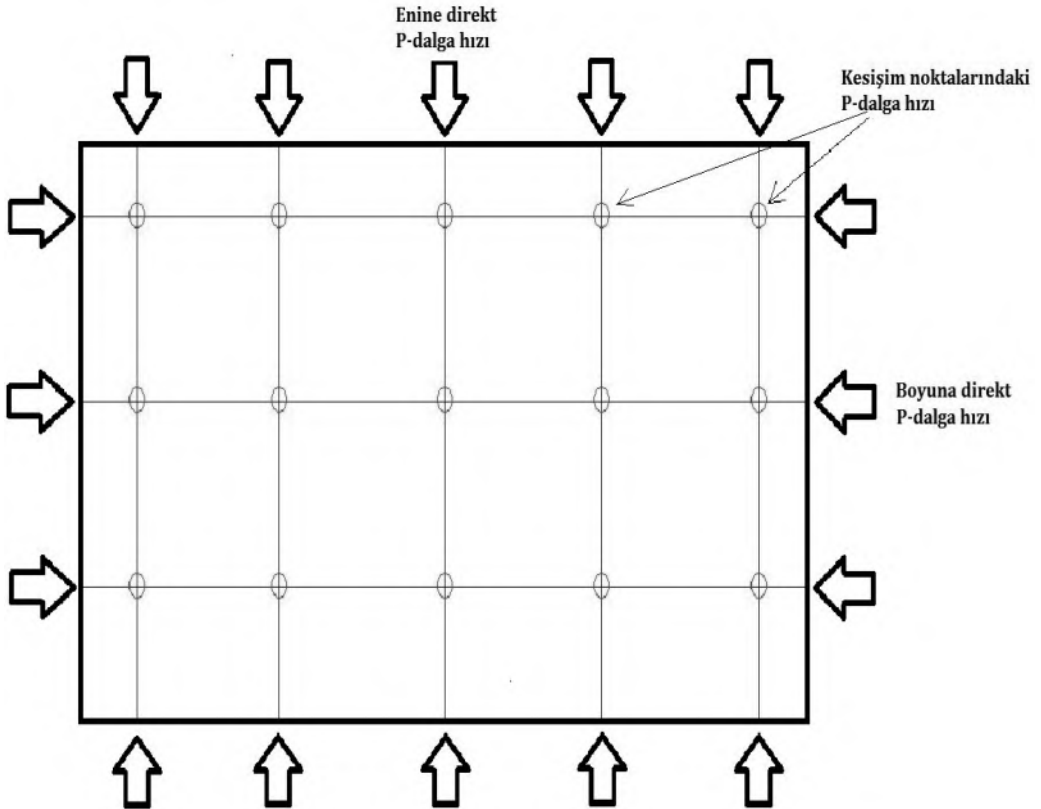


Şekil 3. Boyuna direkt ölçümün karşılıklı yüzeylerden görüntüsü

2.4 Üç boyutlu kesit uygulamaları

Golden Software firmasının çıkardığı "Surfer" yazılımı, gelişigüzel dağılmış verilerin gridlenmesinde, kontur haritalarının çizdirilmesinde ve 3-boyutlu görüntüler elde edilmesinde kullanılmaktadır (Golden Software, 2012). Surfer veri girişlerinde kullanılan X değeri, bloğun katrağın kesim yönüne dik olan yöndeki

uzunluğunu, Y değeri bloğun katrağın kesim yönündeki uzunluğunu göstermektedir. Z değerleri de X ve Y yönlerinin kesiştiği noktalardaki direkt P-dalga hızı ölçümlerinin ortalamasıdır. Şekil-4'te kesişim noktalarındaki ultrasonik hız değerleri kırmızı renkle gösterilmiştir.



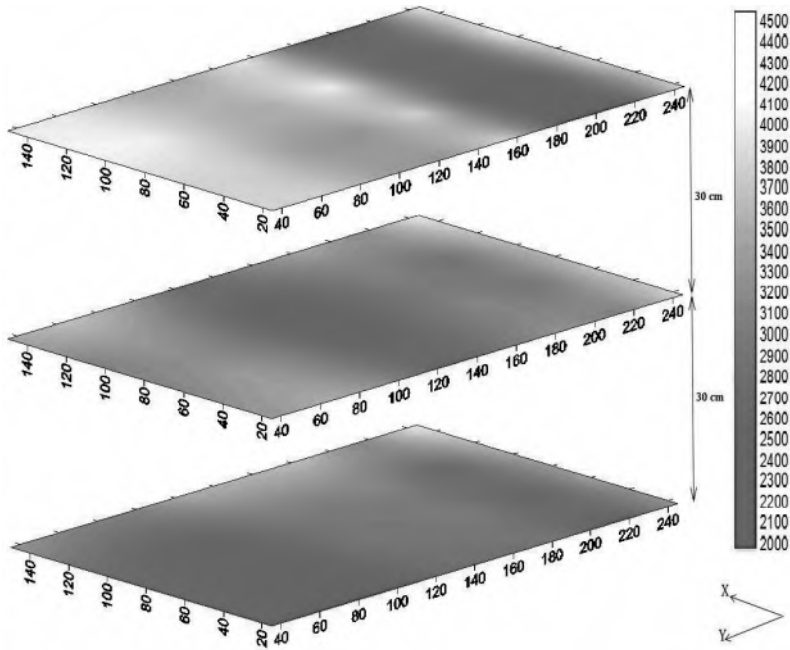
Şekil 4. Boyuna direkt ölçümün karşılıklı yüzeylerden görüntüsü

3 DEĞERLENDİRMELER

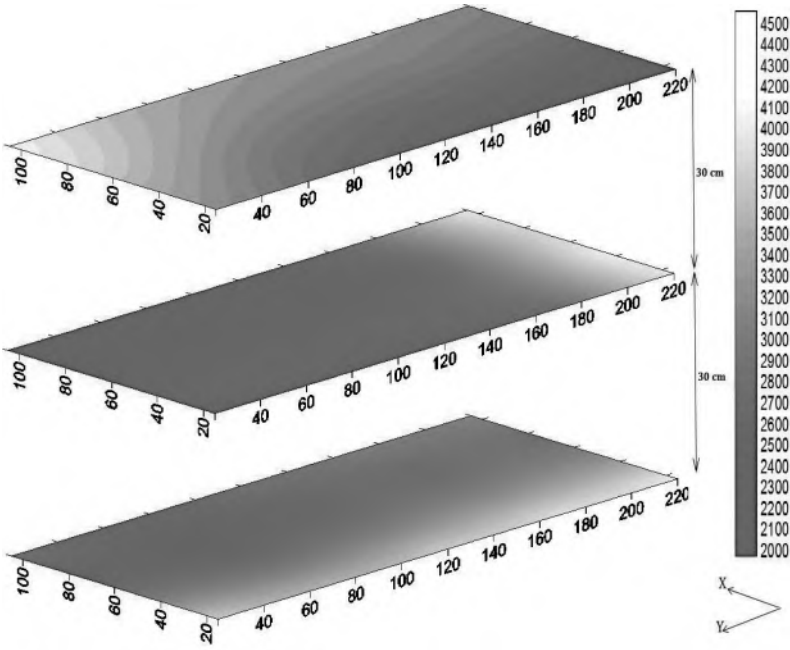
3.1 Üç boyutlu kesit değerlendirmeleri

Bu çalışmada, 15 farklı Eğirdir Bej bloğu üzerinde ölçüm yapılmış olup analizlerde boyuna ve enine direkt ölçüm verileri kullanılmıştır. Ultrasonik P-dalga hızından faydalanılarak, blokların 3 farklı kesiti üst üste getirilerek blokların 3D kesit uygulamalarının yapılması amaçlanmıştır. Her

blok için 3D kesit uygulamaları yapılmış olup, seçilen 2 blok üzerinde uygulamalar aktarılmıştır. Plaka verimliliği, % 76.44 olan blok ile % 88.00 olan bloğun üç boyutlu kesitleri sırasıyla Şekil 5 ve Şekil 6'da verilmiştir.



Şekil 5. Plaka verimi % 76.44 olan blokta P-dalga hızı konturları



Şekil 6. Plaka verimi % 88.00 olan blokta P-dalga hızı konturları

Plaka verimliliği % 76.44 olan bloğa bakıldığında P-dalga hızı, bloğun enine doğru dağılmaktadır. Bu nedenle, katrak kesim yönünün bu yönde seçilmesi daha uygun olacaktır. Plaka veriminin düşük olmasının nedeninin kesim yönünün yanlış seçilmesinden kaynaklanabileceği tahmin edilmektedir.

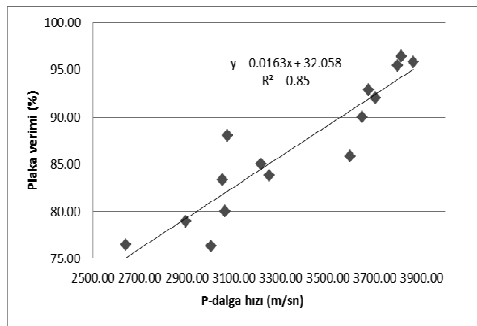
Plaka verimliliği % 88.00 olan blok göz önünde bulundurulursa yüzeyde P-dalga hızı daha yüksektir ve en alt sıradaki şekle baktığımızda yığılmanın boyuna olduğu görülmektedir. Bu blokta katrak kesim yönünün doğru seçildiği ve diğer bloğa göre süreksizlik sayısının daha az olduğu görülebilmektedir (Sakcalı, 2013).

3.2 Ultrasonik P-dalga hızı-plaka verimi ilişkisi

Bloklarda yapılan P-dalga hızı ölçümleri ile katraklarda blok kesim sonrası elde edilen plaka verimi arasındaki ilişki incelenmiştir. Çalışmalar 2 aşamada gerçekleştirilmiş olup; birinci aşamada katrağa girmeye hazırlanan bloklarda ultrasonik P-dalga hızları ölçülmüş, ikinci aşamada ise katraktan çıkan sağlam plaka sayısı kullanılarak plaka verimi hesaplanmıştır.

Katrak kesimine girmeden 6 farklı ölçüm yöntemiyle blokların P-dalga hızları ölçülmüştür. Bu ölçümlerin aritmetik ortalaması alınarak ortalama P-dalga hızı olarak ifade edilmiştir.

Bloklardan elde edilen plaka verimi ile P-dalga hızı arasındaki ilişki incelenmiş olup Şekil-7’de gösterilmiştir. Bloкта ölçülen ortalama P-dalga hızı arttıkça bloktan elde edilen sağlam plaka sayısı artmaktadır. Eğirdir Bej bloğu satın almak isteyen fabrikalar bu beje ait bloklar üzerinde P-dalga hızı ölçümü yaparak bloğun diğerlerine göre kalitesini belirleyebilirler dolayısıyla verimi önceden tahmin ederek maliyet hesaplaması yapabilirler.



Şekil 7. Plaka verimi ile P-dalga hızı arasındaki ilişki

4 SONUÇLAR

Eğirdir Bej mermer blokları üzerinden elde edilen ultrasonik P-dalga hızı verilerinden blokların verimliliği tanımlanmaya çalışılmıştır. Katraklarda kesilen mermer bloklarının plaka verimi ile P-dalga hızları arasında iyi bir korelasyon olduğu görülmüştür.

Üç boyutlu kesit çizimleri ile plaka verimi karşılaştırılarak, bloğun kesime girmeden önce yapılan P-dalga hızı ölçümleri ile blok hakkında genel bir plaka verimlilik tahmini yapılabileceği belirlenmiştir.

KAYNAKLAR

- ASTM, 1994. Annual Book of ASTM Standards- Construction: Soil and Rock. ASTM Publications, 4 (8), 978.
- Akçakoca, H., Uysal, Ö. and Topal, İ., 2003. Mermerlerin Kalite Kontrol Süreci Açısından Tekno-Mekanik Özelliklerinin Önemi. Türkiye IV. Mermer Sempozyumu (MERSEM 2003) Bildiriler Kitabı, 18-19 Aralık, 475-495.
- Bramanti, M. and Bozzi, E., 2001. A Procedure to Detect Flaws Inside Large Sized Marble Blocks by Ultrasound. Subsurface Sensing Technologies and Applications, 2 (1), 1-13.
- Christaras, B., 2003. P-Wave Velocity and Quality of Building Materials. Proceedings of International Symposium on "Industrial Minerals and Building Stones", 295-300.
- Dearman, W.R., Turk, N., Irfan, Y. and Rowshanei, H., 1987. Detection of Rock Material Variation by Sonic Velocity Zoning. Bulletin of International Association Engineering Geology, 35, 3-8.
- Germann Instruments, 2012. Erişim Tarihi: 22.07.2012. www.germann.org/TestSystems/PUNDIT/PUNDIT.pdf
- Golden Software, 2012. Surfer 11, Contouring & 3D Surface Mapping for Scientists & Engineers, Quick Start Guide, Colorado.
- ISRM, 1981. Rock Characterisation, Testing and Monitoring ISRM Suggested Methods, Pergamon, Oxford, 211.
- Kahraman S., 2002. The Effects of Fracture Roughness on P-wave Velocity. Engineering Geology, 63, 347-350.
- Kahraman, S., 2007. The Correlations Between the Saturated and Dry P-wave Velocity of Rocks. Ultrasonics, 46, 341-348.
- Kahraman, S., Ulker, U. and Delibalta, M.S., 2007. A Quality Classification of Building Stones from P-wave Velocity and Its Application to Stone Cutting with Gang Saw. The Journal of South African Institute of Mining and Metallurgy, 107, 427-430.
- Karaca, Z., 2003. Mermer Blok Kalite Kontrolü. Türkiye IV. Mermer Sempozyumu (MERSEM 2003) Bildiriler Kitabı, 18-19 Aralık, 497-503.
- Keskin, N., 1994. Ultrases ile Mermerlerde Süreksizlik Tayini. Yüksek Lisans Tezi, Osmangazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Eskişehir, 93s.
- King, M.S., Chaudhry N.A. and Shakeel A., 1995. Experimental ultrasonic velocities and permeability for

- sandstones with aligned cracks. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 32 (8), 155-163.
- Kulaksız, S., 2007. Doğal Taş (Mermer) Maden İşletmeciliği ve İşleme Teknolojileri. TMMOB Maden Mühendisleri Odası Yayını, 634s. Ankara.
- Leucci, G. and De Giorgi, L., 2006. Experimental Studies on the Effects of Fracture on the P and S-wave Velocity Propagation in Sedimentary Rock ("Calcarenite del Salento"). Engineering Geology, 84, 130-142.
- Onur, A.H. and Bakraç, S., 1997. Mermer Bloklarında Mevcut Çatlak ve Kırıkların Pundit Cihazı ile Tespiti. Türkiye 15. Madencilik Kongresi, 19-29.
- Prassianakis, I.N. and Prassianakis, N.I., 2004. Ultrasonic Testing of Non-metallic Materials: Concrete and Marble. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 42, 191-198.
- Sakcalı, A., 2013. Mermer blok kalitesinin ultrasonik yöntemle belirlenmesi. Yüksek Lisans Tezi, Süleyman Demirel Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Isparta, 116s.
- Sarpün, İ.H., 1998. Ultrases ile Mermer Blokların İç Yapısının ve Bazı Fiziksel Özelliklerinin Tayini. Yüksek Lisans Tezi, Osmangazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Eskişehir, 68s.
- Sarpün, İ.H., 2004. Ultrases Yöntemi ile Çeşitli Mermerlerin Ortalama Tanecik Boyutlarının Tayini. Doktora Tezi, Osmangazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Eskişehir, 130s.
- Topal, T. and Doyuran V., 1996. Ultrasonic Testing of Artificially Weathered Cappadocian Tuff. Proceedings of the Congress LCP '95: Preservation and Restoration of Cultural Heritage, Montreux, Switzerland, 205-211.
- Toprak, H., 2009. Bazı Mermerlerin Ortalama Tanecik Boyutlarının Ultrasonik Metotlarla Belirlenmesi. Yüksek Lisans Tezi, Afyon Kocatepe Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Afyon, 88s.
- TS EN 14579, Doğal taşlar - Deney metotları - Ses hızı ilerlemesinin tayini.
- TS 699, Mart 2009. Türk Standardı, Doğal Yapı Taşları-İnceleme ve Laboratuvar Deney Yöntemleri.

Trabzon-Maça Bölgesinden örneklenen farklı kökenli kayaçların dolaylı çekme ve nokta yük dayanımlarının incelenmesi

Investigation of indirect tensile and point load strength on different originated rocks sampled from Trabzon-Maça Region

E. Koç

Atatürk Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü / Erzurum

D. Demir Şahin

Gümüşhane Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü / Gümüşhane

A.O. Yılmaz

Karadeniz Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü / Trabzon

ÖZET: Bu çalışmada, Trabzon – Maça bölgesindeki farklı formasyonlardan alınan çeşitli kayaç örnekleri için dolaylı çekme dayanımı ve nokta yükleme dayanımı değerleri belirlenmiştir. Çalışmada magmatik ve sedimanter kayaçlar kullanılmıştır. Sonuçlar incelendiğinde magmatik kayaçlara ait örneklerde ortalama dolaylı çekme dayanımı değerlerinin, sedimanter kayaçlara ait örneklerde ise ortalama nokta yükleme dayanımı değerlerinin birbirlerine yakın olduğu gözlenmiştir. Sonuçlar birbirleriyle ve tek eksenli basınç dayanımı değerleri ile karşılaştırılmıştır.

ABSTRACT: In this study, indirect tensile strength and point load strength values were determined for various rock samples taken from different formations in Trabzon-Maça region. Magmatic and sedimentary rocks were used in the study. We have been observed that the average indirect tensile strength values are close to each other in igneous rocks otherwise the average point load index test values are close to each other in sedimentary rocks. The results were compared with each other and with uniaxial compressive strength values.

1 GİRİŞ

Kayaçların fiziksel, mekanik ve mühendislik özelliklerinin belirlenmesi Maden mühendisliğinde, üretim yöntemi ve kazı ekipmanı seçimi, patlatma geometrisinin tasarımı, şev stabilitesi ve yeraltı açıklıklarının boyutlandırılması çalışmalarında temel tasarım parametreleri

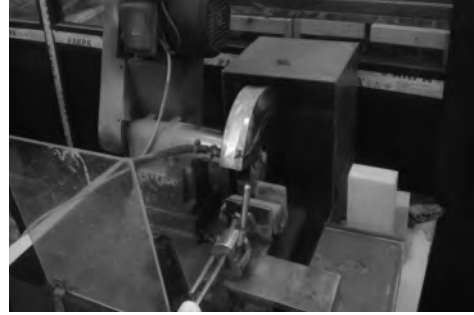
olarak kullanılmaktadır. Kayaçların çekme ve nokta yükleme dayanımları da tasarım parametresi olarak kullanılabilir. Nokta yükü dayanımının kazı mekaniğinde delme ve kazı makinelerinin performanslarının tahmininde güvenilir bir şekilde kullanılabileceğini ortaya konmuştur (Yenice, 2002).

Yenice (2002), sedimanter kayaçlar üzerine yapmış olduğu çalışmada kayaçların tek eksenli basınç dayanımlarını tahmin etmek için nokta yükleme dayanım indeks değerlerinden yararlanarak güvenilir sonuçlar elde etmiştir. Araştırmacı aynı kayaç grubu için yine tek eksenli basınç dayanımını ile dolaylı çekme dayanımı arasındaki ilişkiyi incelediğinde çekme dayanımının tek eksenli basınç dayanımına bağlı olarak kullanılabilirliğini belirlemiştir.

Karaman ve Kesimal (2012), magmatik, metamorfik ve sedimanter kayaç grubundan örnekler üzerine nokta yükleme dayanımı ve porozite deneyleri yaparak güvenilir şekilde tek eksenli basınç dayanım değerlerini tahmin etmişlerdir. Bulunan nokta yükleme dayanım değerleri Bieniawski (1975)'nin kayaçların nokta yükleme dayanımları sınıflanmasına göre değerlendirilmiştir. Yine aynı kayaç gruplarının tek eksenli basınç dayanımı değerleri belirlenerek, ISRM (1981)'nin yapmış olduğu dayanım sınıflanmasına tabi tutulmuştur

Bu çalışmada Trabzon – Maçka yolu üzerinde bulunan ve farklı alanlardan alınan çeşitli kayaç örneklerinin dolaylı çekme ve nokta yükleme dayanım değerlerinin bulunması için, magmatik ve sedimanter kökenli kayaçlar kullanılmıştır. Magmatik kayaçlar grubu andezit ve bazanit, sedimanter kayaçlar grubu ise kireçtaşı ve çamurtaşından oluşmaktadır. Farklı kökenlerden alınan kayaçlar üzerine çekme ve nokta yükleme deneyleri yapılabilmesi için numuneler belli boyutlara getirilmiştir. Numunelerin boyutlandırılması için karot alma makinası ve kaya kesme ve karot düzeltme testeresi kullanılarak yaklaşık 54 mm çapında, 30 mm uzunluğunda silindirik numuneler hazırlanmıştır (Şekil 1).

Hazırlanan numuneler üzerine 12 adet dolaylı çekme ve 12 adet nokta yükleme olacak şekilde toplamda 24 adet deney yapılmıştır. Deney sonuçlarına göre kayaçların tek eksenli basınç dayanımı ile diğer mekanik özellikleri arasında ilişkiler araştırılmıştır. Ayrıca kayaçlar farklı dayanım sınıfına göre sınıflandırılmıştır.

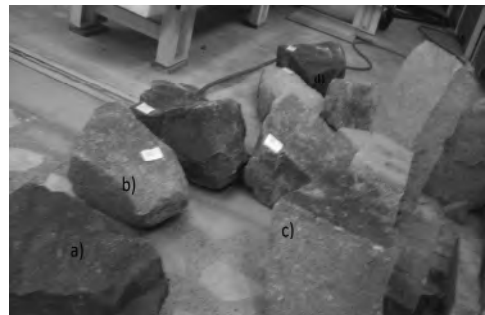


Şekil 1. Karot boyutlandırma ve düzeltme işlemi.

2. MALZEME ve YÖNTEM

Bu çalışma için kullanılan malzeme magmatik ve sedimanter kökenlidir. Magmatik kökenli kayaçlar; andezit ve bazanit sedimanter kökenli kayaçlar ise kireç taşı ve çamur taşıdır. Kireçtaşı Trabzon Düzyurt köyü mevki, çamurtaşı Trabzon Çağlayan Bucağı, bazanit Trabzon Gözalan Köyü Mevkii, andezit Trabzon Esenyurt Köyü mevkiinden alınmıştır. Kireçtaşı ve andezit terk edilmiş ocaklardan, bazanit ve çamurtaşı ise faaliyet halinde olan ocaklardan ve yakın çevrelerinden tedarik edilmiştir.

Kayaçlar yapılacak olan deneyler için hazırlanmak üzere KTÜ Maden Mühendisliği Bölümü laboratuvarına getirilmiştir (Şekil 2).



Şekil 2. Araziden alınan kayaç örnekleri. a: andezit, b: kireçtaşı, c: bazanit, d: çamurtaşı.

Kayaçlar üzerinde yapılan incelemeler sonucunda alterasyon gösteren kısımlar tespit edilmiş, sonuçları olumsuz

etkilememesi için numuneler hazırlanırken bu kısımlar ayrıştırılmıştır. Kayaçlardan alınan örnekler silindirik şekilde hazırlanmıştır (Şekil 3).



Şekil 3. Hazırlanan numuneler.

Çalışmada metot olarak iki farklı kayaç gruplarının nokta yükleme ve çekme dayanım değerleri yapılan laboratuvar çalışmasıyla bulunmuştur. Kayaçlara ait tek eksenli basınç dayanımı değerleri önceden yapılmış olan deneylerden elde edilmiştir.

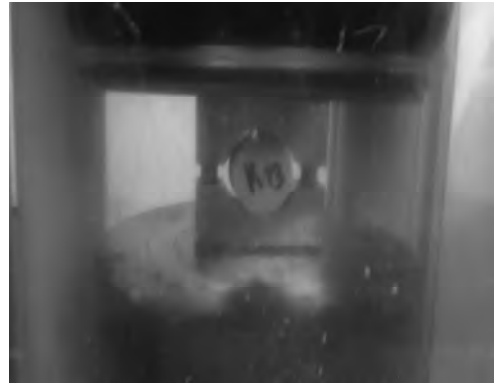
Nokta yükleme ve dolaylı çekme dayanımı için her bir kayaca 3'er adet, tek eksenli basınç dayanımı için ise her bir kayaca 5'er adet deney olarak yapılmıştır. Deney sonuçları birbirleriyle kıyaslanarak incelenen kayalar ISRM (1981) dayanım sınıfına göre sınıflandırılmıştır.

2.1 Dolaylı Çekme Dayanımı

Bu deney; disk şeklinde hazırlanmış kayaç örneklerinin çapsal yükleme altında dolaylı çekme dayanımlarının tayini amacıyla yapılır. Bu yöntemle silindirik kayaç örneklerinin uçlarından sabitlenerek çekilmesi şeklinde uygulanan doğrudan çekme deneyine göre genellikle biraz daha yüksek çekme dayanımları elde edilmektedir. Bununla birlikte, örneklerin deneye hazırlanması ve deneyin yapılışı açısından daha pratik olması nedeniyle Brazilian yöntemi daha yaygın şekilde kullanılmaktadır. Deney yöntemi olarak, ISRM (1981)'in önerdiği yöntemler esas alınmıştır (Ulusay vd, 2001).

Deney için, çapı en az 54 mm ve kalınlığı yarıçapıyla hemen hemen aynı olan, sağlam ve çatlaksız silindirik örnekler hazırlanmıştır. Örneğin alt ve üst yüzeyleri birbirlerine paralel olacak şekilde düzeltilmiştir.

Örneğin çapı (D) ve kalınlığı birbirine dik iki ayrı yönde kumpasla ölçülerek bu değerlerin ortalaması alınmıştır. Örnek, yan yüzeyleri yükleme çenelerinin arasında kalacak biçimde, yükleme başlığının altına konan çenelerin arasına yerleştirilmiştir (Şekil 4). Örnek, yenilme 15-30 sn arasında gerçekleşecek şekilde bir sabit hızlı yüklenmiştir. Bu amaçla 200N/s'lik bir yükleme hızı önerilmektedir (Ulusay vd, 2001). Örneğin yenildiği andaki yük (F), yükleme ünitesine bağlı bilgisayar ekranında okunur.

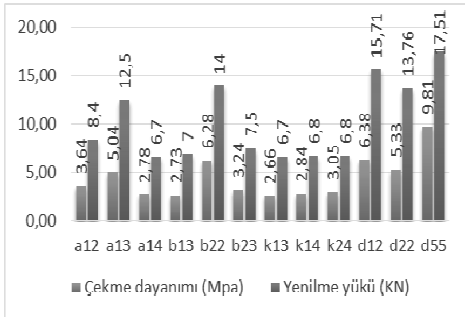


Şekil 4. Yükleme çeneleri içine yerleştirilmiş örnek.

Bilgisayar programı yardımı ile cihazdan elde edilen değerler $r_t = (0,636 \times F) / D \times L$ formülüne uyarlanarak çekme dayanımı sonuçları elde edilmiştir. Bu formülde r_t : Dayanım (MPa) F: örneğin yenilmesi anında uygulanan yük (kN), D: Örnek çapı (mm), L: Örnek kalınlığı (mm) olarak alınmıştır.

Yapılan deneyler sonucunda magmatik kökenli kayalardan olan andezitin ortalama çekme dayanım değerleri 3,2 MPa, bazanit 4,08 MPa iken sedimanter kökenli kayalardan olan kireç taşının ortalama çekme dayanım değerleri 2,85 MPa,

çamurtaşının ise 7,17 MPa olarak bulunmuştur (Şekil 5).



Şekil 5. Dolaylı çekme dayanımı ve yenilme yükü. a: Andezit, b: Bazanit, k: Kireçtaşı, d: Çamurtaşı.

2.2 Nokta Yükleme

Örnekler üzerine yapılan bir diğer deney de nokta yükleme dayanımı deneyidir. Bu deney; kayaçların dayanımlarına göre sınıflandırılmasında kullanılan nokta-yükü dayanım indeksinin tayini amacıyla yapılır. Nokta yükü dayanım indeksi, tek eksenli sıkışma ve çekilme dayanımı gibi diğer dayanım parametrelerinin dolaylı olarak belirlenmesinde ve bazı kaya kütleli sınıflama sistemlerinde kayaç malzemesinin dayanım parametresi olarak kullanılır. Bununla birlikte, günümüzde nokta yükü dayanım indeksinin tek eksenli sıkışma ve çekilme dayanımlarının dolaylı yoldan tayini amacıyla pek kullanılmaması yönünde bir eğilim mevcuttur. Deney sonucu esas alınarak; kayacın “nokta yükü dayanım indeksi” ve ayrıca “dayanım anizotropi indeksi” de hesaplanmaktadır (Ulusay vd, 2001). Deney yöntemi için ISRM (1981) den yararlanılmıştır.

Deney için, hazırlanan silindirik karot örnekleri kullanılmıştır (Şekil 6). Örnekler cihaza eksenel şekilde yerleştirilmiştir. Örneklerin boy/çap oranı 1-3 arasında olmasına özen gösterilmelidir. Örnek çapı ve boyu kumpasla ölçülerek konik uçlar arasına yükleme yönüne paralel olacak şekilde yerleştirilmelidir.

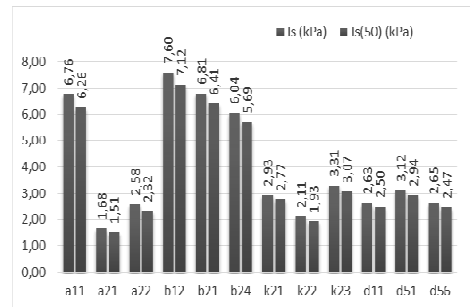


Şekil 6. Nokta yükleme dayanım sonucunda örnekler.

Konik uçlar ile örnek arasında açıklık kalmaması için pompa kullanılarak silindirik yükleme tablası yükseltilmiştir. Örnek 10-60 saniye arasında yenilecek şekilde yükleme yapılır ve yenilme anındaki yük (P), yük göstergesinden okunur.

Okunan değerler eşdeğer karot çapına bölünerek düzeltilmiş nokta yükü dayanım indeksleri hesaplanır.

Nokta yükleme deneyinin sonuçları incelendiğinde andezitin ortalama nokta yükleme dayanım değeri (I_s 50) 3,37 kPa, bazanitin ise 6,41 kPa iken kireç taşının 2,59 kPa, çamurtaşının 2,64 kPa olarak görülmüştür (Şekil 7).



Şekil 7. Nokta yükü dayanım indeksi deneyi sonuçları. a: Andezit, b: Bazanit, k: Kireçtaşı, d: Çamurtaşı.

2.3 Tek Eksenli Basınç Dayanımı

Örnekler üzerine daha önceden yapılmış olan tek eksenli basınç dayanımı deneyinden elde edilen verilerden faydalanılmıştır. Deneylere ait sonuçlar Çizelge 1’de gösterilmiştir.

Çizelge 1. Deney Numunelerinin Dolaylı Çekme, Nokta Yükleme ve Tek eksenli Dayanım Sonuçlarının Ortalama Değerleri.

Ortalamalar	EÇ	NY	I _s	UCS
	MPa	50 kPa		MPa*
Andezit	3,82	3,37		23,45
Bazanit	4,08	6,41		37,44
Kireçtaşı	2,85	2,59		13,97
Çamurtaşı	7,17	2,64		43,82

* EÇ: Dolaylı çekme dayanımı, NY: Nokta yükleme dayanımı, UCS: Tek eksenli basınç dayanımı.

5 SONUÇLAR

Bu çalışma ile farklı kökenli kayalar üzerine çekme ve nokta yükleme deneyleri yapılarak elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır (Çizelge 1). Ayrıca kayaç kökenine bağlı olarak parametrelerdeki değişiklikler tespit edilerek aralarındaki korelasyonlar incelenmiştir.

Deney sonuçları istatistiksel olarak değerlendirilmiş ve regresyon analizleri yapılarak tek eksenli basınç dayanımının, belirlenen diğer özellikler ile ilişkileri irdelenmiştir (Çizelge 1).

Çizelge 2. Dolaylı Çekme ile Nokta Yükleme Dayanım Değerlerinin Tek Eksenli Basınç Dayanımı Arasındaki Korelasyonlar.

Korelasyonlar	EÇ & UCS	NY & UCS	EÇ & NY*
Andezit	0,985	0,921	0,975
Bazanit	0,996	0,955	0,923
Kireçtaşı	0,964	0,834	0,951
Çamurtaşı	1,000	0,991	0,987

* EÇ: Dolaylı çekme dayanımı, NY: Nokta yükleme dayanımı, UCS: Tek eksenli basınç dayanımı.

Kayaçların dayanım sınıflama sistemlerindeki karşılıkları ise; Andezit

düşük/orta, bazanit düşük/orta, kireçtaşı düşük, çamurtaşı düşük/orta şeklindedir (ISRM 1978). Kayaçlar üzerinde yapılan testlerden elde edilen verilere göre, dolaylı çekme dayanımları ile tek eksenli basınç dayanımları arasında oldukça yakın bir ilişki olduğu görülmüştür. Bunun yanında nokta yükleme dayanımları ile tek eksenli basınç dayanımları arasında da bir ilişki olduğu tespit edilmiştir. Fakat bu ilişkinin dolaylı çekme dayanımındaki nazaran daha düşük olduğu görülmüştür.

Çalışmada ayrıca andezit ve çamurtaşına ait dolaylı çekme dayanımı ve nokta yükleme deneyleri sonuçları arasında diğer kayaçlara nazaran daha yüksek bir korelasyon olduğu görülmüştür. Bu da göstermektedir ki; dolaylı çekme dayanımı ve nokta yükleme dayanımı ilişkisindeki yakınlık kayaç kökenlerinden bağımsız olabilmektedir.

KAYNAKLAR

- Bieniawski, Z.T., 1975, The Point-load Test In Geotechnical Practice, Engineering Geology, 9, M Ipp.
- ISRM, 1978, Suggested Methods for Determining Hardness and Abrasiveness of Rocks, International Rock Mechanics and Mining Sciences, Geomech. Abstr, 15, pp. 89- 97.
- ISRM, 1981, Basic Tecnical Description Of Rock Masses, International Journal Of Rock Mech. and Mining Sci. And Geomech. Abst.18, 85-110.
- Karaman , K. Ve Kesimal A., 2012, Kayaçların Tek Eksenli Basınç Dayanımı Tahmininde Nokta Yüğü Deney Yöntemleri ve Porozitenin Değerlendirilmesi, Madencilik, Cilt: 51, Sayı:4, Sayfa: 3-14.
- Ulusay, R., Gökçeoğlu, C. Ve Binal, A., 2001. Kaya Mekağı Laboratuvar Deneyleri. TMMOB Jeoloji Mühendisleri Odası Yayınları:58
- Yenice, H., 2002, Bazı Kayaçların Tek Eksenli Basınç Dayanımları İle Diğer Malzeme Özellikleri Arasındaki İlişki, DEÜ Mühendislik Fakültesi Fen ve Mühendislik Dergisi, Cilt: 4 Sayı: 2 sh. 65-71.

Granitik kayaların yüzey pürüzlülüğünün CERCHAR aşınma indeksine etkisi

The influence of surface roughness of granitic rocks on CERCHAR abrasiveness index

S. Er & A. Tuğrul

İstanbul Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, İstanbul

ÖZET: Son yıllarda tünellerde ve madenlerde kazı makinelerinin kullanımı giderek artmakta ve bu makinelerin performanslarını tahmin etmek için çeşitli yöntemler kullanılmaktadır. Bunlar arasında CERCHAR aşınma indeksi (CAI) kullanım kolaylığı açısından öne çıkmaktadır. Granitik kayaların fiziko-mekanik özellikleri açısından birçok kaya türüne göre üstün özelliklere sahip olabilmesine rağmen, kazılma zorluklarının yanı sıra, keski maliyetlerini arttırdığı bilinmektedir. Bunun için bu tip kayalar üzerinde yapılacak deneyler ve koşulları iyi belirlenmelidir. Bu çalışmada granitik kayaların yüzey koşullarının CERCHAR aşınma indeksleri üzerindeki etkilerinin araştırılması amaçlanmıştır. Araştırmada örnek çeşitliliği sağlamak için ağırlıklı olarak Marmara Bölgesi olmak üzere Türkiye'nin farklı bölgelerinden alınan farklı doku ve bileşime sahip granitik kayalar kullanılmıştır. Granitik kayaların öncelikle mineralojik ve petrografik özellikleri belirlenmiş, daha sonra çekiç ve dairesel testere ile iki farklı örnek yüzeyi elde edilmiştir. Daha sonra, farklı yüzeylerin pürüzlülük değerleri ölçülmüş ve CAI değerleri ile arasındaki ilişkiler incelenmiştir. Elde edilen sonuçlara göre; granitik kayalarda kuvars içeriği ve boyutunun artmasıyla CAI değeri de artmaktadır. Ayrıca, çekiç ile elde edilmiş yüzeylerin CAI değeri, dairesel testere ile kesilmiş yüzeylerin CAI değerinden %5-9 oranında daha yüksek olduğu belirlenmiştir.

ABSTRACT: The last decades the rapid developments in mining operations and tunnel construction cause rapidly increase in the number of excavation machines and therefore different methods are used to estimate the performance of excavating machines. CAI stands out in terms of ease of use. It's known that, physico-mechanical properties of granitic rocks are generally better than those of many rock types although they cause to some difficulties in excavation and increase the cutter costs. Therefore, the experiments and the conditions conducted on granitic rocks must be determined. The aim of this study is to determine the influence of surface roughness of granitic rocks on CERCHAR abrasiveness index. Studies were conducted on rocks having different texture and composition of granitic rocks from different regions of Turkey, especially Marmara Region. In the first stage of the study, mineralogical and petrographical characteristics of the collected granitic rocks were determined. Then two difference sample surface were obtained with hammer and circular saw. Different surface roughness values were measured and correlated with their CAI values. According to the results obtained; while quartz content and quartz size of the granitic rocks increase, CAI values also increase. In addition, CAI value of surface obtained by hammer is 5-9% higher than CAI value of surface obtained by circular saw cut.

1 GİRİŞ

CERCHAR aşınma indeksi (CAI), kayaların aşındırıcılığının belirlenmesinde kullanılan önemli bir metottur (Atkinson, 1993). Deney Fransa'da "Research Institute CERCHAR of the Charbonnages de France" da 1971 yılında geliştirilmiştir (Valantine,

1973). Deney yönteminin Batı Avrupa da kaya mekaniği laboratuvarlarında ve projelerde kullanımı giderek artmıştır (Plinninger vd., 2003). Özellikle tünel ve madencilikte keski sarfiyatı tahmininde kullanımı oldukça başarılıdır. Ancak deneyin standartlara girmesi 2010 yılında American Society

Testing Materials'ın ASTM D7625 no'lu yayını ile gerçekleştirmiştir.

Aşınmayı etkileyen parametreler başlıca kuvars gibi aşındırıcı minerallerin içeriği ve kayacın çimentolanma derecesidir (Schimazek ve Knatz, 1976, Yaralı vd., 2008). Ayrıca dayanım özelliklerinin de CAI üzerinde etkisi vardır (Al-ameen ve Waller, 1993). West (1986) ve Bilgin (1989) CERCHAR aşınma indeksi ile kuvars içeriğinin tahmin edilebileceğini bildirmişlerdir. Altındağ vd., (2009) kayaların gevrekliği ile CAI arasında doğrusal bir ilişki olduğunu ifade etmişlerdir. Deliormanlı (2011) farklı mermerler kullanarak CAI ile böhme aşınma direnci ve tek eksenli basınç dayanımı arasındaki ilişkiyi araştırmıştır. Araştırma sonucunda CAI ile tek eksenli basınç dayanımı arasında doğru orantılı bir ilişki, fakat CAI ile böhme aşınma kaybı arasında ters orantılı ilişki bulunmuştur. Er (2012) Granitik kayaların fiziko-mekanik özellikleri ile CAI arasındaki ilişkileri araştırmış, tek eksenli basınç dayanımı ile CAI arasında pozitif doğrusal bir ilişki olduğunu ancak böhme aşınma direnci ile CAI arasında ters orantı olduğunu bulmuştur.

Literatürde CERCHAR aşınma indeksi ile ilgili çalışmalar bulunmasına rağmen granitik kayaların CERCHAR aşınma indeksi ile olan ilişkisinden bahseden çalışma azdır. Bu çalışma da granitik kayaların yüzey pürüzlülüğünün CERCHAR aşınma indeksi üzerine etkisi araştırılmıştır.

Çalışmada örnek çeşitliliği sağlamak amacıyla; ağırlıklı olarak Marmara Bölgesi olmak üzere Türkiye'nin farklı bölgelerinde işletilmekte olan granit ocaklarından alınan örnekler üzerinde gerçekleştirilmiştir (Şekil 1). Granitik kayaların öncelikle petrografik ve mineralojik özellikleri incelenmiştir. Daha sonra çekiç ve dairesel testere kullanılarak elde edilmiş yüzeylerin pürüzlülük ve dalgalılık değerleri ölçülmüştür. Son aşamada ise pin sertlik değerleri HRC55 olan CAI değeri ile pürüzlülük ve dalgalılık değerleri arasındaki ilişkiler incelenmiştir



Şekil 1: İncelenen granitik kayaların alındığı ocak yerlerini gösteren yer bulduru haritası

2 PETROGRAFİK ve MİNERALojİK ÖZELLİKLER

Granit örneklerinden laboratuvarında ince kesitler hazırlanarak polarizan mikroskopunda incelenmiştir. Bu incelemeler ile granitlerin mineral bileşimleri, dokuları, mineral boyutları, minerallerin birbirleri ile ilişkileri ve ayrışma özellikleri belirlenmiştir. Elde edilen sonuçlar Çizelge 1'de sunulmuştur.

Granitlerdeki ana mineraller genellikle, plajiyoklas, ortoklas ve kuvarslardır. Kuvars mineralleri öz şekilsiz, feldispatların ve diğer minerallerin arasını doldurur şekilde, genellikle renksiz ve temiz yüzeyli olarak gözlenmektedir. Bazı kesitlerde kuvarslar kataklazma etkisinden dolayı çatlaklı, bazı kesimlerde ise metamorfizma sebebi ile dalgalı sönme ve şeker dokusu göstermektedir. Plajiyoklaslar; genellikle polisentetik ikizlenmeli olarak, nadiren de çift yönde polisentetik ikizlenmeli, gri girişim renkli, prizmatik biçimli, yarı özşekilli-özşekilli gözlenmektedir. Ortoklaslar ise; prizmatik biçimli yarı özşekilli-özşekilsiz iri fenokristaller halinde, karlsbad ikizlenmeli, yer yer pertitik dokulu olarak gözlenmektedir. plajiyoklaslar bazı granit örneklerinde ileri derecede pertitleşme ile bazen mikrokline, bazen de albite dönüşmüş olarak gözlenmektedir.

Alterasyon bütün granitlerde belli ölçüde bulunmakla birlikte özellikle KB, AY, GB ve GA II kodlu granitlerde diğerlerine göre daha fazla oranda bulunmaktadır. Bu alterasyonlar neticesinde; Kırklareli - Balaban (KB) granitlerinde plajiyoklaslarda serizitleşme, Aksaray-Yaylak (AY) granitlerinde ortoklaslarda killeşme ve serizitleşme gözlenmiştir. Ayrıca Giresun-Vizon, Aksaray-Yaylak, Giresun-Asarcık Tamzara ve Aksaray- Sipahi granitlerinde opak minerallerle rastlanmıştır.

Granitlerin polarizan mikroskopundaki görüntüleri kullanılarak Autocad (2010) programı yardımıyla görüntü analizi yapılmıştır. Bu analizler ile granitlerin bileşiminde bulunan minerallerin yüzdeleri (Çizelge 2) ve boyutları (Çizelge 3) belirlenmiştir. Daha sonra bu veriler kullanılarak granitler Streckeisen (1979)'a göre sınıflandırılmıştır.

3 GRANİTİK KAYAÇLARIN YÜZEY ÖZELLİKLERİ VE CERCHAR AŞINMA İNDEKSİ

Türkiye'nin farklı bölgelerindeki taş ocaklarından alınan granit örneklerden BX çaplı karot örnekleri alınmıştır. Bu örneklerden iki farklı yöntem ile iki farklı yüzey hazırlanmıştır. Birinci yöntemde bu örnekler 35cm'lik dairesel testere ile sabit hızda

kesilerek örnek yüzeyleri hazırlanmıştır. İkinci yöntemde ise 1 kg'lık çekiç kullanılarak numuneler kırılmıştır. Elde edilen bu yüzeyler üzerinde Ra (ortalama pürüzlülük), Wa (ortalama dalgalılık) ve Wshc (profildeki pik sayısı) parametreleri (Şekil 2) Taylor Hobson marka Formtalsurf model cihaz ölçülerek bulunmuştur. Elde edilen sonuçlar Çizelge 4 de verilmiştir.

Çizelge 1: Granitik kayaların alındığı bölgeler ile doku ve sınıflandırılmaları

Örnek Kodu	Alındığı Bölge	Tane Boyu	Doku *	Sınıflama **
AS	Aksaray/ Sipahi	Orta taneli	Holokristalen Doku	Monzogranit
AY	Aksaray/ Yaylak	Orta taneli	Holokristalen Doku	Monzogranit
BE	Balıkesir/ Erdek	Orta taneli	Holokristalen Doku	Monzogranit/ Granodiyorit
CK	Çanakkale/ Kestanbol	Orta-İri taneli	Holokristalen Doku	Monzogranit/ Granodiyorit
GAI	Giresun/ Asarcık	Orta taneli	Holokristalen Doku	Monzogranit
GAII	Giresun/ Asarcık	Orta taneli	Holokristalen Doku	Kuvarsmonzonit
GB	Giresun/ Bulancak	İnce-orta taneli	Holokristalen Doku	Kuvarsmonzonit
IK	İzmir/ Kozak	Orta taneli	Holokristalen Doku	Monzogranit/ Granodiyorit
IT	İstanbul/ Tepecik	İnce-Orta taneli	Holokristalen Doku	Monzogranit
KB	Kırklareli/ Balaban	İnce-orta taneli	Kataklastik Doku	Monzogranit
TS	Tekirdağ/ Saray	İnce taneli	Milonitik Doku	Monzodiyorit
YF	Yalova/ Fıstıklı	Orta-İri taneli	Holokristalen Doku	Granodiyorit

* Erkan (2006) ** Streckeisen (1979)

Çizelge 2: Granitik kayaların mineral içerikleri

	Kuvars (%)	Plajiolklas (%)	Ortoklaz (%)	Biyotit (%)	Amfibol (%)	Diğer (%)
TS	5.2	33.6	16.5	55.1	0.5	44.1
GA II	5.6	37.4	39.7	77.1	2.5	0
GB	6.8	31.8	38.3	70.1	5.3	2.7
CK	18.9	40.4	21.7	62.1	7.2	9.9
KB	19.3	35.3	21.8	57.1	1.2	4.1
IT	21.1	29.9	20	49.9	3.8	2.2
IK	21.7	37.9	21.7	59.6	9.6	8.4
YF	25.1	36.8	17.1	53.9	8.2	5.8
AY	25.2	30.7	27.4	58.1	4.1	0
AS	28.4	33.6	21.3	54.9	7.6	4.4
GA I	29.1	29.9	19.8	49.7	12.6	6.7
BE	34.8	35	20.1	55.1	7.9	0

Çizelge 3: Granitik kayaların mineral boyutları

	Kuvars (mm)	Plajiolklas (mm)	Ortoklaz (mm)	Biyotit (mm)	Amfibol (mm)
TS	0.16	0.25	0.4	0.33	0.25
GA II	0.25	0.65	1.3	0.95	0.35
GB	0.35	1.2	3.1	2.15	0.4
CK	0.42	0.69	1.7	1.2	0.5
KB	0.48	0.71	2.2	1.42	0.45
IT	0.42	0.75	2.2	1.45	0.7
IK	0.45	0.78	2.3	1.54	0.5
YF	0.56	0.78	2.4	1.67	0.4
AY	0.57	0.9	2.5	1.7	0.5
AS	0.72	0.6	1.1	0.85	0.7
GA I	0.52	0.5	0.81	0.65	0.75
BE	0.75	0.58	0.9	0.74	0.7



Şekil 2. Pürüzlülük, dalgalılık ve pik sayısı

Çizelge 4. Granitik kayaların pürüzlülük, dalgalılık ve pik sayısı değerleri

	Ra (µm)	Ra* (µm)	Wa (µm)	Wa* (µm)	Wshc (adet)	Wshc* (adet)
GA II	2,32	3,02	82,21	98,65	8	11
TS	2,29	3,21	88,85	97,74	8	10
GB	2,48	3,23	87,15	104,58	9	13
IK	3,13	3,44	94,47	103,92	10	14
IT	3,07	3,99	88,98	106,78	11	15
KB	2,91	3,78	89,65	107,58	11	15
GA I	2,87	3,73	94,22	113,06	12	17
YF	3,21	4,50	91,71	128,39	14	20
CK	2,90	3,77	91,98	110,38	15	21
AY	3,47	4,51	101,63	121,96	15	20
AS	3,09	3,40	107,57	118,33	16	22
BE	3,61	4,69	112,34	134,81	17	24

* çekiç ile kırılmış yüzeylerin değerleri

CERCHAR aşınma indeksi deneyi 200 kg/mm² çekme dayanımlı, sertliği HRC 55 olan, 90° tepe açılı konik bir uç 7 kg ağırlık kuvveti ile numune üzerinde yaklaşık bir saniye sürede 1 cm çekilmesiyle

uygulanır. CERCHAR aşınma indeksi deneyinde kullanılan konik uç, mikroskop altında incelenerek uçtaki aşınma yüzeyinin çapı 0.1 (1/10) mm hassasiyetinde ölçülür (Şekil 3). Uçta oluşan aşınma yüzeyi kayaç örneğinin aşındırıcılığını vermektedir. Her 1/10 mm'ye karşılık gelen aşınma değeri 1 CERCHAR aşınma indeksi değeri olarak belirlenir. Tespit edilen aşınma miktarı kayacın aşındırıcılığı olarak kabul edilir (Valantin, 1973). Aşındırıcılık sınıflaması Çizelge 5'de verilmiştir.

Çizelge 5. Aşındırıcılık sınıflaması (CERCHAR, 1986)

CAI	Sınıfı
< 0.5	çok az aşındırıcı
0.5 – 1.0	hafif aşındırıcı
1.0 – 2.0	aşındırıcı
2.0 – 4.0	çok aşındırıcı
> 4.0	oldukça fazla aşındırıcı

Çalışma kapsamında CERCHAR aşındırıcılık deneyleri ASTM D7625'e uygun olarak kayaç üzerinde 5 farklı yüzeyde yapılmıştır. Dairesel testere ile kesilmiş yüzeylerde yapılan CAI hesaplamasında Plinninger vd. (2003) önerdiği düzeltme formülü kullanılmıştır. Bu formül;

$CAI = 0.99CAI_s + 0.48$ dir. Burada;

CAI_s = CERCHAR aşınma indeksi

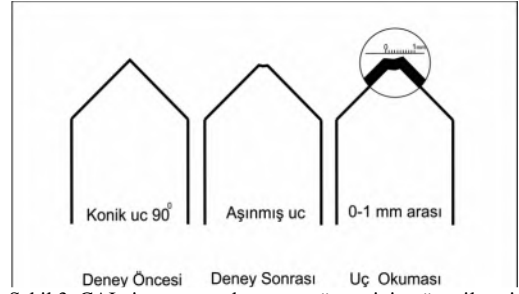
CAI_s = Diresel testere ile kesilmiş yüzeyden elde edilmiş CAI değerini belirtmektedir.

Deneyler sonucunda elde edilen veriler Çizelge 6' da verilmiştir.

Çizelge 6. CERCHAR aşındırıcılık indeksi deney sonuçları

	CAI	CAI*
GA II	4.02	4.28
TS	4.07	4.37
GB	4.08	4.4
IT	4.12	4.44
KB	4.15	4.47
IK	4.16	4.48
YF	4.23	4.61
GA I	4.32	4.71
CK	4.34	4.66
AY	4.57	4.86
AS	4.59	4.81
BE	4.78	5.02

* Çekiç ile elde edilmiş yüzeyler üzerinde yapılmış deney sonuçları

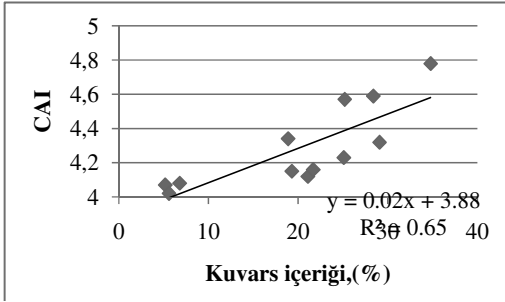


Şekil 3. CAI pin ucunun okunması yönteminin gösterilmesi

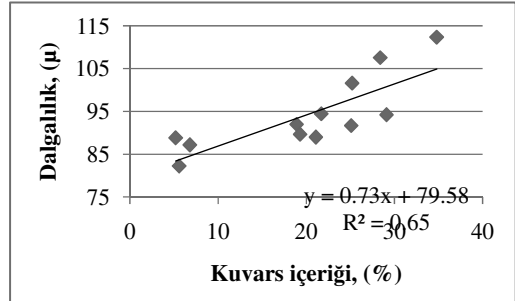
4 DENEY VERİLERİNİN DEĞERLENDİRİLMESİ

Granitik kayaçların yüzey özelliklerinin CERCHAR Aşındırıcılık İndeksi (CAI) ile olan ilişkilerinin derecesi ve ilişkinin türü, basit regresyon analizleriyle incelenmiştir. İstatistiksel çalışmalarda Exel 2007 programı kullanılarak grafikler hazırlanmış, “R²” korelasyon katsayısı değerleri hesaplanmıştır. Çalışma esnasında %95 güven aralığı ve %95 kestirim aralığı kullanılmıştır. İstatistiksel çalışmalar esnasında, yüksek korelasyon katsayısına sahip, anlamlı ilişkiler değerlendirilerek, veriler arasındaki ilişkiler ve korelasyon katsayıları grafikler yardımıyla sunulmuştur.

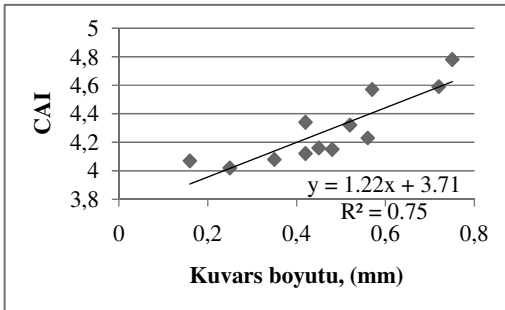
İncelenen granitlerin CAI değerleri ile kuvars içeriği ve kuvars boyutu arasında pozitif lineer bir ilişki söz konusudur. Bu ilişkilerin çıkmasında kuvars mineralinin granit içerisinde diğer minerallere göre daha fazla aşındırıcılık özelliğinin olması etki etmektedir. Kuvars içeriği en yüksek olan BE kodlu Balıkesir Erdek Granitin en yüksek CERCHAR Aşınma İndeksi değeri vermesi, kuvars içeriği düşük olan kuvars monzonitlerin (GB, TS) ise düşük CERCHAR Aşınma İndeksi değeri vermesi bu değerlendirmeyi desteklemektedir (Şekil 3 ve 4). Ayrıca Byerlee (1963)' de yaptığı araştırmada kuvarsin sürtünme katsayısını artırdığını belirtmektedir. Yapılan deneysel çalışmalarda kuvars içeriğinin artmasıyla CERCHAR aşınma indeksi değerinin de arttığı bulunmuştur.



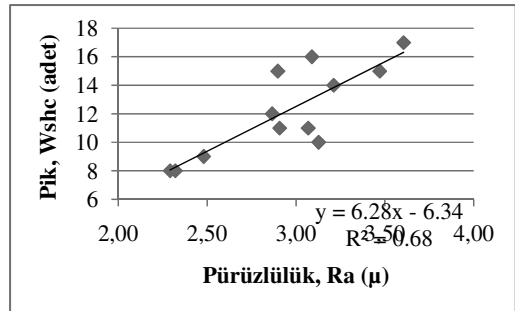
Şekil 3. CERCHAR aşınma indeksi ile kuvars içeriğinin arasındaki ilişki



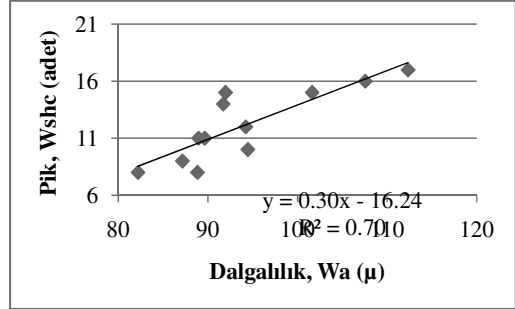
Şekil 6 Kuvars içeriği ile dalgalılık arasındaki ilişki



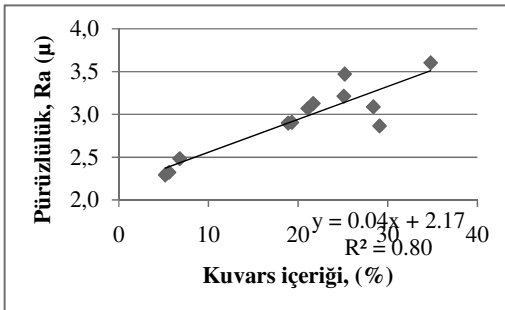
Şekil 4 CERCHAR aşınma indeksi ile kuvars boyutu arasındaki ilişki



Şekil 7 Pik sayısı ile pürüzlülük arasındaki ilişki



Şekil 8 Pik sayısı ile dalgalılık arasındaki ilişki



Şekil 5. Kuvars içeriği ile pürüzlülük arasındaki ilişki

Yüzey profilinin CERCHAR aşınma indeksi ile ilişkisi ilk kez bu çalışma kapsamında değerlendirilmiştir. Yapılan deneyler sonucunda granit içerisindeki kuvars içeriğinin ve boyutunun artmasıyla örnek yüzeylerindeki pürüzlülük ve dalgalılık değerini de arttırmaktadır. (Şekil 5 ve 6). Granit ana mineralleri içerisinde en sert mineral olan kuvars, yüzey oluşturma esnasında zor aşındığı için diğer minerallere göre daha fazla pik yapmaktadır. Pik sayısının fazla olması da yüzey pürüzlülüğünü ve dalgalılığını arttırmaktadır (Şekil 7 ve 8).

İki farklı yüzey üzerinde yapılan Ra, Wa ve Wshc ölçümlerinin sonuçları Çizelge 7, 8, ve 9'da verilmiştir. Elde edilen sonuçlar oransal olarak ifade edilebilmesi için aşağıdaki formül kullanılmıştır.

$A(\%) = [(x^* - x)/x] * 100$ burada;

$A(\%)$: Sonuçların yüzdesel ifadesi

x^* : Çekiç ile elde edilmiş yüzey

x : Dairesel testere ile elde edilmiş yüzey

Bu sonuçlara göre çekiç ile elde edilmiş yüzeylerde pürüzlülük değerleri yaklaşık %5-9 arasında, dalgallılık değerleri yaklaşık %10 ile % 40 arasında ve pik sayısı %25 ile %44 fazla çıkmaktadır. Bu artışların nedeni yüzey koşullarının değişmesinden kaynaklanmaktadır. Çekiç ile kırılmış yüzeylerde çok daha fazla pik adeti oluşmaktadır. Bunun sonucu olarak pürüzlülük ve dalgallılık değerinin de arttığı sonucuna ulaşılmıştır. Bu yüzeyler üzerinde yapılan CAI deney sonuçları ise Çizelge 10'da verilmiştir. Buradan elde edilen verilerden çekiç ile elde edilmiş yüzeylerde yapılmış CAI değerinin, dairesel testere ile elde edilmiş yüzeylerde yapılmış CAI değerinden % 5 ile %9 arasında artış olduğu belirlenmiştir. Bu artışlarda CAI değerinin 4.5 den sonra daha az arttığı gözlenmiştir (Şekil 7). Bu azalmayı pin ucunun konik şeklinde olması etkilemektedir. Çünkü başlangıçta çok kolay aşınan pin ucunun aşındıkça yüzey alanı büyümekte ve daha az aşınmaktadır. Özellikle çekiçle kırılan yüzeylerde bu aşınma daha hızlı olmaktadır.

Çizelge 7. Granitik kayaçların pürüzlülük değerleri

	Ra	Ra*	[(Ra*-Ra)/Ra]*100
TS	2.29	3.21	40.09
GA II	2.32	3.02	30.05
GB	2.48	3.23	30.20
GA I	2.87	3.73	30.16
CK	2.90	3.77	30.10
KB	2.91	3.78	30.00
IT	3.07	3.89	26.76
AS	3.09	4.1	32.71
IK	3.13	3.44	10.00
YF	3.21	4.1	27.64
AY	3.47	4.31	24.18
BE	3.61	4.69	30.10

* Çekiç ile elde edilmiş yüzeyler üzerinde yapılmış deneyler

Çizelge 8. Granitik kayaçların dalgallılık değerleri

	Wa	Wa*	[(Wa*-Wa)/Wa]*100
GA II	82.21	98.65	19.998
GB	87.15	104.58	20.000
TS	88.85	97.74	10.006
IT	88.98	106.78	20.004
KB	89.65	107.58	20.000
YF	91.71	128.39	39.996
CK	91.98	110.38	20.004
GA I	94.22	113.06	19.996
IK	94.47	103.92	10.003
AY	101.63	121.96	20.004
AS	107.57	118.33	10.003
BE	112.34	134.81	20.002

* Çekiç ile elde edilmiş yüzeyler üzerinde yapılmış deneyler

Çizelge 9. Granitik kayaçların yüzey pik sayıları

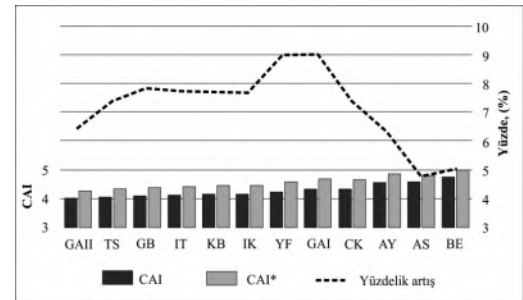
	Wshc	Wshc*	[(Wshc*-Wshc)/Wshc]*100
TS	8	10	25.00
GA II	8	11	37.50
GB	9	13	44.44
IK	10	14	40.00
KB	11	15	36.36
IT	11	15	36.36
GA I	12	17	41.67
YF	14	20	42.86
CK	15	21	40.00
AY	15	20	33.33
AS	16	22	37.50
BE	17	24	41.18

* Çekiç ile elde edilmiş yüzeyler üzerinde yapılmış deneyler

Çizelge 10. Granitik kayaçların CAI değerinin yüzeylere göre değişim oranı

	CAI	CAI*	[(CAI*-CAI)/CAI]*100
GA II	4.02	4.28	6.47
TS	4.07	4.37	7.37
GB	4.08	4.4	7.84
IT	4.12	4.44	7.77
KB	4.15	4.47	7.71
IK	4.16	4.48	7.69
YF	4.23	4.61	8.98
GA I	4.32	4.71	9.03
CK	4.34	4.66	7.37
AY	4.57	4.86	6.35
AS	4.59	4.81	4.79
BE	4.78	5.02	5.02

* Çekiç ile elde edilmiş yüzeyler üzerinde yapılmış deneyler



* Çekiç ile elde edilmiş yüzeyler üzerinde yapılmış deneyler

Şekil 7 Granitik kayaçların farklı yüzeylerdeki CAI değeri ve yüzde olarak değişimi

4 SONUÇLAR

İncelenen granitik kayalarda kuvars içeriği arttıkça ve kuvars boyutu büyüdükçe CERCHAR aşınma indeksi değerinin de arttığı görülmüştür. Öte yandan, CERCHAR aşınma indeksi deneyinin yapıldığı yüzey koşullarının da CERCHAR aşınma indeksi değerine etki ettiği belirlenmiştir. Testere ile kesilen yüzeylere nazaran çekiçle kırılan yüzeylerde, yüzey pürüzlülüğü ve dalgalılığı daha yüksek olduğundan, bu yüzeylerde yapılan ölçümlerde CAI değerinin %5 -9 oranında daha fazla olduğu saptanmıştır.

5 KAYNAKLAR

- Al- Ameen, S.I., Waller, M. D., 1993. The influence of rock strength and abrasive mineral content on the CERCHAR Abrasive Index . *Engineering Geology*, 36: 293 - 301.
- Altındağ, R., Şengün, N., Saraç, S., Mutlutürk, M., Güney, A., 2009. Evaluating the relations between brittleness and CERCHAR abrasion index of rocks. *Eurock 2009, ISRM Regional symposium, Croatia*, 195-200.
- ASTM D7625 - 10 CERCHAR Methodu Kullanılarak Kayaçların Aşındırıcılığının Laboratuvarında Belirlenmesi, American Society for Testing and Materials, 9 sayfa.
- Atkinson, H., 1993, *Hardness Tests for Rock Characterization*. In: Hudson J (ed) *Comprehensive Rock Engineering. Principles, Practice & Projects*. Vol. 3: Rock testing and Site Characterization, Pergamon, Oxford, 105-117.
- Bilgin, N., 1989. İnşaat ve Maden Mühendisleri için Uygulamalı Kazı Mekaniği. Birsan Yayınevi, İstanbul, 192s..
- Byerlee, D.J., 1963, *The Frictional Characteristics of Westerly Granite*, PhD Thesis, Queensland University, pp102.
- Delioormanlı, H. A., 2011. CERCHAR abrasivity index (CAI) and its relation to strength and abrasion test methods for marble stones, *Construction and Building Materials*, Vol, 30, .16 p.
- Dipova, N., 2012. Bir Tünel Güzergahındaki Zayıf Kireçtaşlarının Aşınma Ve Dayanım Özellikleri Arasındaki İlişkilerin Araştırılması., *Jeoloji Mühendisliği Dergisi*, 36 (1), 23-34
- Er, S., 2012., *Granitik Kayaçların Fiziko-Mekanik Özellikleri İle CERCHAR Aşınma İndeksi Değerleri Arasındaki İlişki*, İstanbul Üniv. Fen Bilimleri Ens., ss 125.
- PilnInger, R., KaslIng. H., Thuro. K., ve Spaun, G., 2003. Testing conditions and geomechanical properties influencing The CERCHAR Abrasiveness Index Value Technical Note, *Hit Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol 40, 259-263.
- Schimazek, J., Knatz, H., 1976. Die beurteilung der bearbeitbarkeit von gesteinen durch schneidund rollenbohrwerkzeuge. *Erzmetall*, 29 (3), 113-119.
- StreckeIsen, A., 1979, To each plutonic rock its proper name: *Earth Science Reviews*, 12, 1-33.
- West, G., 1986. Relation between abrasiveness and quartz content for some coal measures sediments. *International Journal of Mining and Geological Engineering*, 4, 73-78
- Valantin, A., 1973, Test CERCHAR por la mesure de la dureté et de l'abrasivité des roches. Annexe de l'exposée présenté aux Journées de Information "Techniques de creusement", Luxembourg, 24 p.
- Yaralı, O., 2008, Kayaçların Delinebilirlik ve Aşındırıcılıklarının Belirlenmesi. Türkiye 16. Kömür Kongresi Bildiriler Kitabı, Zonguldak, s. 77 – 92.

Adaçal ve Karaçal Tepeleri Civarı (Afyonkarahisar - Emirdağ) kireçtaşının jeolojik ve petrografik özellikleri

Jeological and petrographic properties of limestone in rection of Adaçal and Karaçal Hills (Afyonkarahisar – Emirdağ)

M. Müdüroğlu,

Adaçal End. Min. San. ve Tic. A.Ş.

Z. Arsoy & B. Ersoy

Afyon Kocatepe Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Müh. Böl.

O.Yavuz

İstanbul Teknik Üniversitesi, Maden Fakültesi, Jeoloji Müh. Böl.

ÖZET: Bu çalışmada Emirdağ-Afyonkarahisar Adaçal ve Karaçal tepelerini oluşturan kireçtaşının petrografik ve yapısal özellikleri araştırılarak kaliteleri belirlenmiştir. İnceleme alanında Permien yaşlı kireçtaşları yüzeylenmektedir. Bu kireçtaşları bölgesel jeoloji kapsamında Emirdağ kalkerleri olarak bilinir. Farklı fiziksel ve kimyasal koşullarda mineralojisi ve dokusu değişen kireçtaşları değişik derecelerdeki metamorfizma ile mermerlere dönüşür. Ancak inceleme alanındaki kayaçlar da dahil olmak üzere mermerleşmenin derecesi tüm bölgede farklılıklar göstermektedir. Kireçtaşı örneklerinin çoğunda granoblastik doku hakimdir. Kaya örneklerinin tane boyu analizinde genel olarak ince-orta taneli oldukları anlaşılmıştır. Tane boyu aralığı 0,5-2,0 mm arasında değişen kalsit tanelerinden oluşmaktadır. Kireçtaşları kırıklı, sık çatlaklı ve dike yakın fay düzlemleri ile sıkça kesilmektedir. Kireçtaşlarında izlenen faylar genellikle kuzey-güney ve doğu-batı gidişlidir. Saha, Adaçal Endüstriyel Mineraller San. ve Tic. A.Ş. tarafından işletilmektedir. Firma Kireç ve PCC (Çöktürülmüş Kalsiyum Karbonat) üretmektedir. Bu ürünlerin hammaddeleri bu bölgede bulunan ocaktan sağlanmaktadır. Bu bağlamda ocakta selektif madencilik yapılması planlanmaktadır. Çalışmada, ocağın farklı bölgelerinden alınan numunelerin XRF ve XRD analizleri gerçekleştirilmiş ve kaya örneklerinden hazırlanan ince kesitlerin Polarizan Petrografi mikroskobunda dokusal incelemesi de yapılarak elde edilen veriler ışığında sahanın malzeme kalitesi ve üretim alanı belirlenmiştir.

ABSTRACT: In this study, petrographic and structural properties of limestone in the formation of Adacal and Karacal hills in Emirdağ-Afyonkarahisar were examined and qualities determined. In the study area, permien aged limestones were structured. These limestones are also known as Emirdağ stone within the regional geology concept. Limestones, whose mineralogy and texture may differ under different physical and chemical conditions were become marble with the help of different grades of methamorphisma. However, degree of marble formation were different in all region including the rocks in the study area. Most of the limestone samples had granoblastic texture. It was understood from particle size distribution(PSD) analysis that rock samples had fine-medium particles and including calcite particles with the particle size between 0.5 mm and 2 mm. There were many frequent cracks and almost vertical faults in the region. Faults were on north-south and east-west ways. Adaçal Endüstriyel Mineraller San. ve Tic. A.Ş. is mining in the reigion and supplying raw material from the area to produce quicklime and PCC(Precipitated Calcium Carbonate). Within this concept, selective mining criterias are planning to be applied. XRF and XRD analysis were performed on samples collected from different locations of the region and production area was determined considering the limestone quality in the region after textural examination of rock thin films at polarizan petrography microscope.

1 GİRİŞ

Kireçtaşları, kırmataş, yapı taşı, mikronize kalsit boya ve çeşitli dolgu hammadeleri endüstrisi ve laboratuvar ölçekli çöktürülmüş kalsit üretimi ile ülke ekonomisinde önemli bir yer tutmaktadır. Kimyasal bileşiminde % 65'den fazla CaCO_3 içeren sedimanter kökenli kayalar kireçtaşı adı verilir. Deniz ve göl sularındaki ısı düşmesi, basıncın azalması ve çalkalanma gibi süreçlerle birlikte organizmaların işlevleri kalsiyum karbonat çökmesine neden olur. Yapısında prensip olarak kalsiyum karbonat (CaCO_3) veya kalsiyum karbonat/magnezyum karbonat bileşikleri ($\text{CaCO}_3/\text{MgCO}_3$) birlikte bulunur. Bunun yanı sıra değişik oranlarda demir, alüminyum, silisyum, kükürt, gibi safsızlıklara da rastlanabilir. Kireçtaşı, $\text{CaMg}(\text{CO}_3)_2$ formunda en az % 21,7 MgO içermesi durumunda dolomit adını alır. Oluştugu yere, içerdiği safsızlıkların cinsine ve miktarına, kullanım alanlarına göre 40 kadar kireçtaşı cinsi vardır (Erol ve diğ., 1998; Çiçek,1999; Arsoy, 2010). Bunların bazıları; Bitümlü kireçtaşı, Tebeşir, Kimyasal kireçtaşı, Demirli kireçtaşı, Litografik kireçtaşı, Flux kireçtaşı, Fosilli kireçtaşı, Camtaşı, Hidrolik kireçtaşı, Mermer, Marn, Oolitlik kireçtaşı, Silikatlı kireçtaşı, Traverten vb. dir. Kireçtaşı başta inşaat sektörü olmak üzere, Endüstri, tarım, cam, çevre koruma gibi birçok sektörde geniş kullanım alanı bulmaktadır (Kireç üreticileri Birliği; 2009). Kireç, kireçtaşının 900 °C sıcaklıkta kalsine edilmesiyle elde edilmektedir (Eşitlik 1). Kireç, inşaat ve endüstride çok geniş bir kullanım alanına sahiptir. Kireç endüstride pH ayarlayıcı, Çevre koruma, arıtma vb. birçok alanda kullanılmaktadır (Lokman, 2000). Ayrıca, sönmüş kirecin uygun sıcaklıklarda (300-800 °C) CO_2 ile reaksiyona girmesi ile Sentetik kalsiyum karbonat (PCC) oluşmaktadır (Eşitlik 2).



2. METERYAL VE METOD

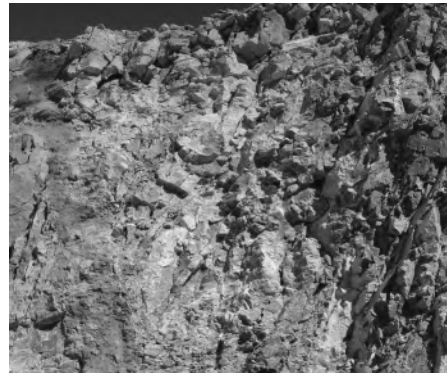
2.1. Jeoloji

İnceleme alanında Permien yaşlı kireçtaşları yüzülemektedir. Bölgesel jeoloji kapsamında bu kireçtaşları Emirdağ kalkerleri olarak bilinir (Kibici vd., 2000). Ruhsat alanında izlenen kireçtaşı oluşumları, jeolojik süreçlerde düşük dereceli metamorfizma etkisi ile mermerleşmiştir.

Ancak inceleme alanı da dahil olmak üzere mermerleşmenin derecesi ve kalitesi farklılıklar göstermektedir. Sahanın batı-kuzeybatısında kireçtaşlarının üstüne diskordan olarak travertenler gelir. Travertenlerin üzerine de Orta-Üst Miyosen yaşlı karasal kırtılular gelir. Sahadaki kireçtaşlarının ticari adı Afyon Kaplan Postu Mermer olarak bilinir. Sahanın kuzey-kuzeydoğu kesiminde traverten ocakları halen işletilmektedir.

İşletme izinli sahanın tamamını gri- grimsi bej renkli Adaçal Kireçtaşı oluşturur. Kireçtaşının atmosferik etkiler nedeniyle yüzeye yakın kesimlerinin (yaklaşık 1 m. derinliğe kadar) kısmen ayrıştığı belirlenmiştir.

Kireçtaşı kırıklı, sık çatlaklı ve dike yakın fay düzlemleri ile sıkça kesilmektedir. Kireçtaşlarında izlenen faylar genellikle kuzey-güney ve doğu-batı gidişlidir. Kırık sistemleri genellikle 10-40 cm aralıklarla tekrarlanan kırık ve çatlaklardan oluşur. Genellikle orta, yer yer kalın tabakalı düzeyler içerir. Arazi ön incelemelerinde birimin magnezyum içeriği nispeten yüksek tabakalar içerebileceği izlenimi edilmiştir. Ancak bu durumun malzeme kalitesinde önemli bir değişim yaratmadığı anlaşılmıştır. Bu çalışmada yapısal unsurların belirlenmesi için yeterli sayıda çatlak ölçümü yapılmış ve ilgili diyagramlarda değerlendirilmiştir. İşletme sahası içinde mevcut ocak alanındaki yarmalarda faylarla kırılan ve ezilmiş olan kesimlerde belirgin bir renk farklılığı olduğu gözlenmiştir (Resim 1).

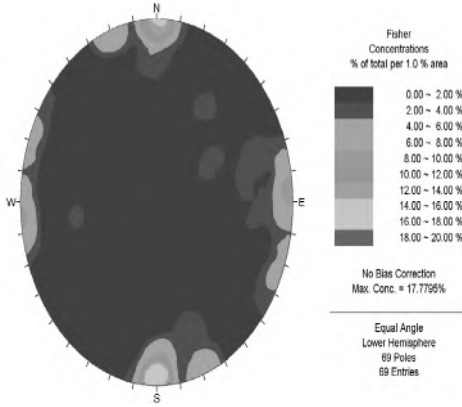


Resim 1. İşletme sahasındaki ocak aynasında alanda faylar ve kırıklar nedeniyle kirlenen malzemenin arazidaki görünümü.

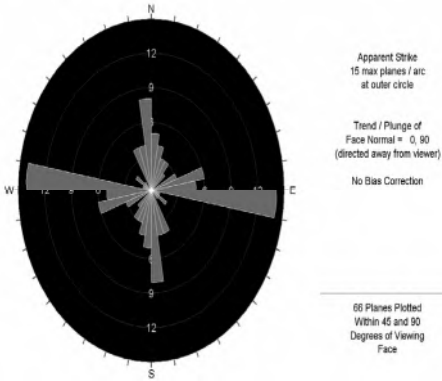
2.2 Yapısal jeoloji

İşletme sahasında yüzeyleyen kireçtaşlarının yapısal özellikleri hakkında bilgi edinmek üzere çatlak ve kırık sistemleri ve tabakalardan ölçüler

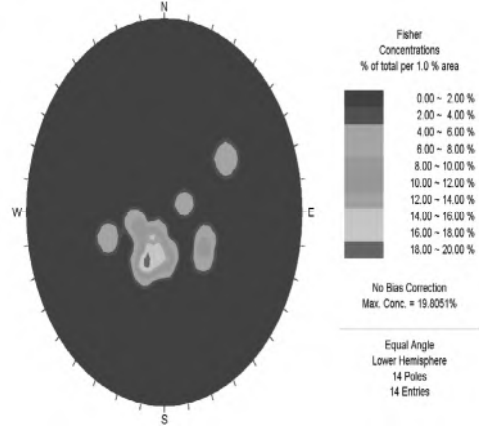
alınmıştır. Bu ölçülerin değerlendirilmesi için dips programı kullanılmıştır. Sahadan derlenen 69 adet çatlak ölçüsüne ait gül diyagramı ve tabakaların konumunu gösterir diyagram oluşturulmuştur (Şekil 1 - Şekil 3). Bu diyagramlarda ocak aynasında stabiliteyi etkileyebilecek süreksizliklerin yönelimi ve eğimi gösterilmiştir. Anılan süreksizlikler ayrıca malzeme kalitesi üzerinde etkili olabilmektedir. Kireçtaşının sahada kırık ve çatlaklarının aşırı olduğu yerde erime ve ayrışma oranları diğer yerlere göre daha fazla olduğu tahmin edilmektedir.



Şekil 1. Süreksizlik düzlemlerinin kutup noktalarının kontur diyagramı.



Şekil 2. Süreksizlik düzlemlerinin görünür doğrultularına ait gül diyagramı.



Şekil 3. Tabaka düzlemlerinin kutup noktalarının kontur diyagramı.

2.3 Karektarizasyon Analizi

Arazide sistematik ve koordinatlı alınan örnekler seçilmiş ve bu örneklerle petrografik kesit (dokusal-mineralojik) incelemesi, kimyasal (XRF) ve mineralojik (XRD) analizlere tabi tutulmuştur. Bu numunelerden her biri kırıcıda kırılıp homojen hale gelinceye kadar karıştırılmış ve daha sonra 50'şer gramlık kısımlar ayrılmış, diğer kısımlar şahit numune olarak saklanmıştır.

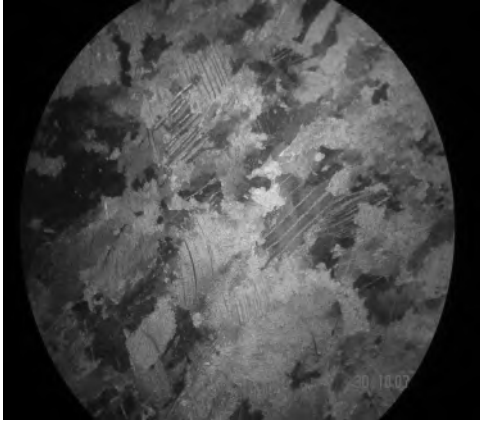
3. BULGULAR VE DEĞERLENDİRMELER

Yapılan çalışmalar sonucunda sahanın homojen bir yapıda olduğu ancak faylı bölgelerde toprak kirlenmesinin olduğu saptanmıştır. Bu bağlamda yapılan incelemeler;

3.1. Petrografik İnceleme (Dokusal-mineralojik inceleme) ve Tane Boyu Analizi

Sahadan derlenen kaya örnekleri üzerinde polarizan petrografi mikroskopunda petrografik ve mineralojik incelemeler yapılarak örneklerin dokusal özellikleri tanımlanmış ve her bir örneğin tane boyu analizi yapılmıştır (Şekil 4). Polarizan mikroskop incelemelerinde çoğu kaya örneğinin granoblastik dokuda bazı örneklerin ise yarımikritik-yarı kristalli bazıları ise tümü kristalli olarak izlenmiştir. Sahadan derlenen kaya örneklerinin tane boyu analizleri yapılmış ve genel olarak ince-orta taneli oldukları anlaşılmıştır. Tümü kalsit tanelerinden oluşan kireçtaşı örneklerinin tane boyu aralığı 0,5-2,0 mm arasında

değişmektedir. Bu boyut aralığının altında ($< 0,5$ mm) ve üstündeki (>5 mm) boyutlarda olan tanelerin oranı ise % 3-4 civarındadır. Kalsit tanelerinin bir kısmı kataklastik etkilerle parçalanmış ve basınç ikizlenmesi, deformasyon ikizlenmesi ve bükülmeler göstermektedir. Kayaç genellikle çatlaksız ve boşluksuzdur. Nadiren erime boşlukları gözlenir. Taneler arasında yer yer kristallenmemiş (mikritik kalsit) mevcuttur. Kayacın taneleri arasında gelişmiş, ince çatlak dolgusu olan malzemenin türü XRD yöntemi ile belirlenmiştir.

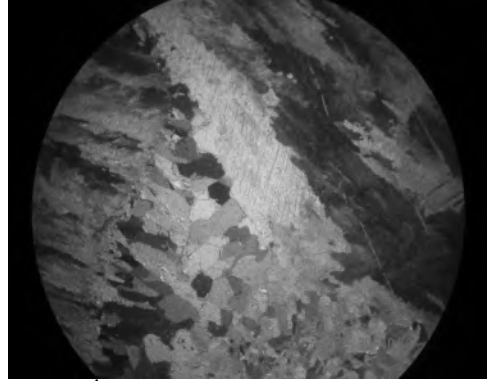


Şekil 4. İşletme sahasında mevcut ocaktan alınan (Örnek-1) kodlu kaya örneğinin polarizan mikroskoptaki görünümü (Çift nikol).

Örnek-1 Kaya örneğinin petrografik incelemesinde tüm kristalli ve granoblastik dokuda olduğu gözlenmiştir. Kristal boyutları ortalama 0,5-2,0 mm arasında değişir. Bu boyut aralığının altında ve üstündeki boyutlarda olan (daha ince ve daha iri) tanelerin oranı % 3 'ün altındadır. Kalsit kristallerinde deformasyon ikizlenmesi ve bükülmeler gözlenir. Kayaç genellikle çatlaksız ve boşluksuzdur. Nadiren erime boşlukları gözlenir. Taneler arasında yer yer kristallenmemiş (mikritik kalsit) mevcuttur. Kayaçta kalsitin dışında başka bir mineral ve safsızlık oluşturacak diğer mineral dışı oluşumlara da rastlanmamıştır. Mikroskop altındaki incelemelerde, polarize ışıktaki kalsit kristalleri pembe, siyahımsı gri, mavi ve turuncu pembenin karışımı renklerde ve dilinim düzlemleri belirgin halde izlenir. Tabii ışıktaki ise kalsitler kirli sarımsı, pembemsi gri, kirli gri renklerde izlenir.

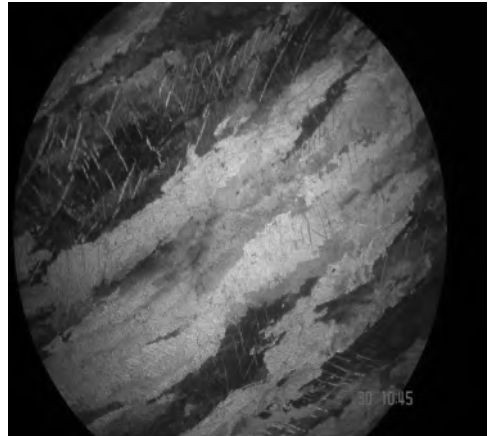
Örnek S-1A Kalsinasyonda sorun oluşturan kireçtaşına ait olan bu örneğin petrografik incelemesinde tanelerin bir kısmının iri kristalli

kalsitten oluştuğu ancak tane boyları arasında belirgin farklılık olduğu gözlenmiştir. İri kalsit taneleri genellikle aynı yönde dizilmiş uzun kristallerden oluşmaktadır. İri kalsit kristalleri 4 mm ve daha iri tanelerden oluşur (Şekil 5). İnce kristaller ise 0.2-0.4 mm arasında değişir. İnce kristalli kısımlarda sakkaroid (şeker doku) izlenir.



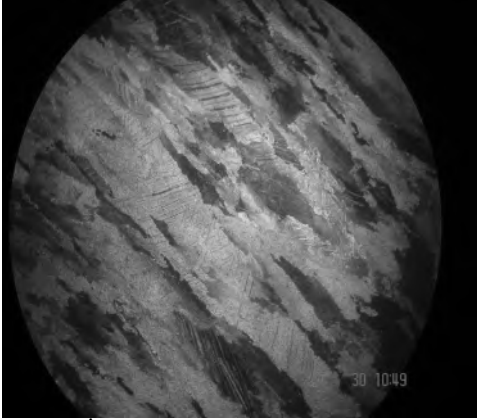
Şekil 5. İşletme sahasında mevcut ocaktan alınan S-1A kodlu kaya örneğinin polarizan mikroskoptaki görünümü (Çift nikol).

Örnek S-1B Uzunlamasına gelişmiş iri kalsit kristalleri ortalama 4-5 mm arasındadır. Deformasyon etkisi ile bazı kalsit kristalleri aynı yönde dizilmişlerdir. Kristallerde deformasyon ikizleri yaygındır (Şekil 6). Bu örnek safsızlık içermez.



Şekil 6. İşletme sahasında mevcut ocaktan alınan S-1B numaralı kaya örneğinin polarizan mikroskoptaki görünümü (Çift nikol).

Örnek S-3 İşletme sahasından alınan kaya örneği (S-3) yukarıda dokusal özellikleri verilen örnek S-1 ile benzer özellikler gösterir. Kaya örneği uzunlamasına büyümüş kalsit kristallerinden oluşur. Daha küçük boyutlu olan kalsitler daha lekesiz ve temiz kristaller olarak izlenir. Bu kristallerde ikizlenme yaygındır (Şekil 7).



Şekil 7. İşletme sahasında mevcut ocaktan alınan S-3 numaralı kaya örneğinin mikroskoptaki görünümü (Polarize ışık).

3.2 Kimyasal Analiz (XRF)

Örnek Hazırlama

Kg boyutlarındaki örneklerden ayrılan kısımlar Retsch BB 100 çeneli kırıcıda < 15 mm boyuta indirgendikten sonra 105 °C'de 24 saat fırında kurutulmuştur. Bu kısımlar daha sonra Retsch RS200 titreşimli disk değirmende 1000 dak-1'lik

devirde öğütme ile < 45 mikron boyuta indirgenmiştir.

Majör oksit analizleri için 1/10 oranında bağlayıcı (toz wax) + numune karışımından 5.5 gramlık kısımlar, küçük alüminyum kupalara toz borik asit dolgusu üzerine Herzog TP 40/2d hidrolik manuel pellet hazırlayıcıda 250 kN/30 sn'lik basınç altında 4 x 0.5 cm boyutlarında diskoidal tabletler haline getirilmiştir.

LOI (ateşte kayıp) ölçümleri 1 saat hızla 1050 °C'ye ısıtıp, 3 saat bu sıcaklıkta tutma sonucu oluşan madde kaybı esas alınarak ölçülmüş ve % olarak ifade edilmiştir.

Kimyasal Analizler

Tüm ana ve yaygın eser elementlerin analizleri Bruker S8 Tiger marka dalgaboyu dispersif (WD) X-ışını floresans (XRF) cihazı ile gerçekleştirilmiştir. Majör katyonlar oksit olarak % mertebesinde ifade edilmiştir. Yaygın eser elementler ise ppm (tonda 1 gram) mertebesinde ifade edilmiştir (Çizelge 1). WD-XRF analizlerinden elde edilen element analiz sonuçları değerlendirildiğinde, kireçtaşları içerisinde bulunması muhtemel yaygın safsızlıklar olan SiO₂ (kuvars), Fe₂O₃ (hematit-götite-limonit) ve Al₂O₃ (Na₂O ve/veya K₂O ile birlikte muhtelif killeri) içerikleri analiz edilen bütün örneklerde % 0,5'in altında tespit edilmiştir.

MgO içeriği sadece bir örnekte (KCT-59 nolu örnek) % 0,5'in üzerinde tespit edilmiş (0,581) ve bunun dolomit kaynaklı olduğu mineralojik analizlerle teyit edilmiştir. Çalışılan tüm örnekler safsızlıklar itibarıyla son derece benzer ve safya yakın bulunmuştur.

Çizelge 1: 21 adet örneğin WD-XRF yöntemiyle belirlenen major ve yaygın iz element içeriği (içerikler major oksitler için % mertebesinde, eser bileşenler için ppm mertebesinde ifade edilmiştir).

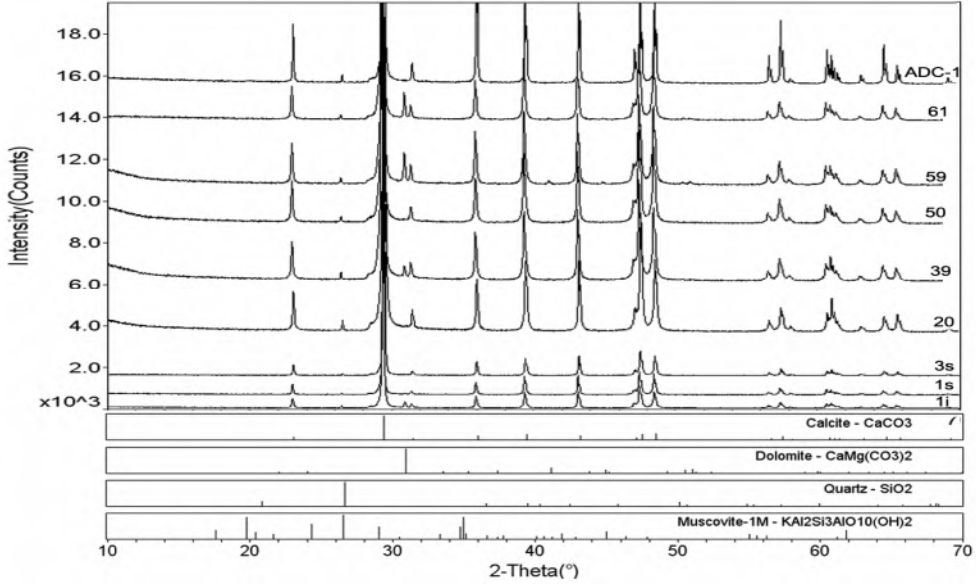
KCT-1	Miktar (%)	KCT-6	Miktar (%)	KCT-11	Miktar (%)	KCT-20	Miktar (%)	KCT-26	Miktar (%)
CaO	55.55	CaO	55.43	CaO	55.55	CaO	55.15	CaO	55.29
LOI	43.20	LOI	42.90	LOI	42.90	LOI	43.60	LOI	43.30
MgO	0.216	MgO	0.351	MgO	0.166	MgO	0.157	MgO	0.495
SiO ₂	0.0952	SiO ₂	0.0685	SiO ₂	0.081	SiO ₂	0.0462	SiO ₂	0.033
Al ₂ O ₃	0.044	SrO	0.0193	Al ₂ O ₃	0.027	SO ₃	0.015	SrO	0.0172
SrO	0.021	Al ₂ O ₃	0.017	SrO	0.0177	SrO	0.0142	SO ₃	0.014
SO ₃	0.017	Cl	0.011	SO ₃	0.017	Al ₂ O ₃	0.013	Fe ₂ O ₃	0.007
Fe ₂ O ₃	0.0152	SO ₃	0.008	Fe ₂ O ₃	0.0126	Cl	0.01	Zn	0.001
Cl	0.01	Fe ₂ O ₃	0.008	Cl	0.01	Fe ₂ O ₃	0.007		
K ₂ O	0.003	MnO	0.003	K ₂ O	0.003	Cu	0.002		
Cu	0.002	Cu	0.001			Ni	0.002		
Toplam	99.1734	Toplam	98.8168	Toplam	98.7843	Toplam	99.0164	Toplam	99.1572

LOI (kızdırma kaybı) ölçümleri teorik değer olan % 44 ün altında olmakla beraber % 42-% 43.8 arasında değişmektedir. Buradaki % 2'lik kısım, sisteme muskovit, silis ile kireçtaşının atmosferik ayrışması sonucu oluşan bileşiklerin karışmasından kaynaklanmaktadır. Analizleri yapılan örnekler esas alındığında, yaygın safsızlıkların sahada çok dar bir alanda, aşırı çatlaklı ve kırıklı zonda bulunduğu söylenebilir. Bu tür zonlarda atmosferik bozuşma ile oluşmuş toprak renginde izlenen ve

kalsinasyon sırasında da sorun oluşturan düşük kaliteli malzeme kalınlığı artmaktadır.

3.4. Minerolojik Analiz (XRD)

Yapılan minerolojik (XRD) analizlerde safsızlık olarak muskovit, dolomit ve kuvars dışında % 0.5'in üzerinde bir bolluğa sahip başka bir mineral tespit edilmemiştir. Minerolojik analizler element analizlerini teyit etmektedir (Şekil 8).



Şekil 8. Kireçtaşı numunelerinin minerolojik (XRD) analiz sonuçları.

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada elde edilen bulgular sonucunda;

- Bazı kaya örneklerinin yarı mikritik-yarı kristalli bazılarının ise tümü kristalli olarak izlenmiştir. İşletme sahası, ÇED alanı ve ruhsat alanından derlenen kaya örneklerinin mikroskop incelemeleri sonucunda genel olarak ince-orta taneli oldukları anlaşılmıştır.
- XRD yöntemi ile yapılan minerolojik analizlerde safsızlık olarak muskovit, dolomit ve kuvars dışında % 0,5'in üzerinde bolluğa sahip başka mineral tespit edilmemiştir. Minerolojik bulgular element analizlerini doğrulamaktadır.
- Malzemenin petrografik ve kimyasal özelliklerinin kalsinasyon işlemlerine doğrudan etkisinin bulunmadığı yapılan laboratuvar çalışmaları sonucu tespit edilmiştir.

- Bunun yanında, işletme sahasındaki mevcut ocağın bulunduğu alan ve ocağın güneyinde daha önceden açılan yarmalarda sık çatlaklar ve fayların etkisiyle kaya aşırı kırıklanmış ve yüzeysel ayrışma koşullarından daha fazla etkilenmiştir. İnce kabuk şeklinde üst toprak haline geçmiş ve yer yer çatlak dolgusu olarak bulunan malzemenin kalsinasyon sırasında sorun oluşturan malzeme olduğu anlaşılmıştır. Bunun da kırıklı-ezikli zonda yüzeysel koşulların etkisiyle gelişen süreçlere bağlı olarak demirli çözeltiler, kil matris ve kısmen de metamorfizma etkisiyle gelişmiş olan uzun kristalli kalsitlerden kaynaklandığı tespit edilmiştir.

5. ÖNERİLER

Özellikle yapısal unsurların (Fay ve kırık sistemleri) ve atmosferik koşulların birlikte denetlediği çatlaklı, kırıklı zonlar ve üst toprak oluşumlarının, üretim aşamasında sahada yüzey sıyırması ile üretilen malzemeden ayıklanması önerilmektedir. Bu yöntemle top soil (üst toprak) haline geçmiş kısım sisteme girmemiş olacaktır. İnce kabuk şeklindeki ayrılmış malzemenin önemli bir kısmı boyut indirgenmesi sırasında sistem dışında kalacağı laboratuvar uygulamalarında gözlenmiştir.

6. KAYNAKLAR

- Arsoy, Z., 2010, Sönmüş kirecin mikronize öğütme parametrelerinin belirlenmesi ve matematiksel modellenmesi, Afyon Kocatepe Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Bitirme Tezi, 210 sf, Afyonkarahisar
- Çiçek, T., 1999, Kireç ve Kullanımı, *3.Endüstriyel Hammaddeler Sempozyumu*, Ed: H. Köse, M. Tanrıverdi ve V. Arslan, İzmir, 184-194 sf.
- Erol, B., Kayı, A., Bayraktaroğlu, S.S., 1998, *Kireç ve Kireçtası, Kireç Üreticileri Birliği Yayını*, 163 sf.
- Lokman L., 2000, *Kireç*, KÜB Yayınları, 185 sf.
- Kibici, Y., Yıldız, A., Bağcı, M., Kavas, T., 2000. Büyük Karabağ (Afyon) mermerlerinin petrografisi ve fiziko-mekanik özellikleri: *İstanbul Mermer Dergisi*, Sayı 6, s: 92-98, İstanbul.

Asfalt kaplama amaçlı kullanılan agregalar, özellikleri ve malzeme ocaklarına ilişkin istatistiksel ve deneysel değerlendirmeler

The statistical and experimental evaluations related to the material quarries, properties and aggregates used for highway asphalt

N. Parlak Şeker, A. Şirin, A. G. Güngör

Karayolları Genel Müdürlüğü, Ar-Ge Dairesi Başkanlığı

ÖZET: Kültürleri besleyip geliştiren ve birbirine kavuşturan yol ağları günümüzde hızla genişlemekte ve gelişen çağdaş yöntemler ile yapılan yolların kalitesi her geçen gün artmaktadır. Trafik güvenliği ve sürüş konforunun artmasında önemli rol oynayan asfalt kaplamanın % 95 oranında agregadan oluşması, kalitede sürekliliğin sağlanmasında agrega özelliklerinin en önemli faktör olduğunu göstermektedir. Bu amaçla yol üst yapısında kullanılan agregalar, malzeme ocakları ve agrega seçiminde belirleyici unsur olan agrega özelliklerine bu makale kapsamında kısaca değinilmiştir. Bu çalışmada, Karayolları Genel Müdürlüğü tarafından muhtelif yollarda yapım, bakım ve onarım çalışmaları kapsamında kullanılan agregaların kullanılabilirlik tespitinde yapılan deneyler ve şartname limitleri ortaya konularak malzeme ocaklarının bölge bazında litolojik ve deneysel istatistiki değerlendirmeleri yapılmış ve sonuçlar ortaya konulmuştur.

ABSTRACT: The road networks growing and developing cultures and brought them together are rapidly expanding nowadays and quality of roads which are constructed with developing modern methods are increasing day by day. Asphalt pavement composed of 95 % aggregates which play an increasing important role in traffic safety and driving comfort shows that the aggregate characteristics are the most important factor in ensuring continuity of quality. For this purpose, the aggregates used in road superstructure, which is the determining factor in the selection of resources and aggregate properties have been explained within the scope of this article. In this study, by referencing to the laboratory experiments and specification limits in determining the usability of the aggregates within the scope of the various roads construction, maintenance and repair works of General Directorate of Highways, the material resources have been classified on the base of Districts according to lithological and experimental statistical evaluations and the results were revealed.

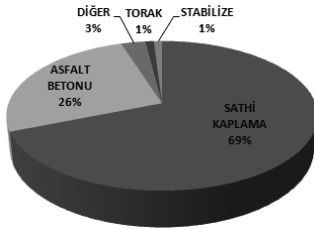
1 GİRİŞ

Bir ülkenin en önemli altyapı yatırımlarından olan yollar; insanoğlunun ortak mekanı, toplumların ileriye yolculuğudur. 1 Mart 1950' de kurulan Karayolları Genel Müdürlüğü, ülkemizde karayolu ağının planlama, proje, yapım, bakım ve işletilmesinden sorumlu olan kuruluştur. Merkez teşkilatı Ankara'da olup taşrada 18 adet Bölge Müdürlüğü'nden oluşmaktadır.

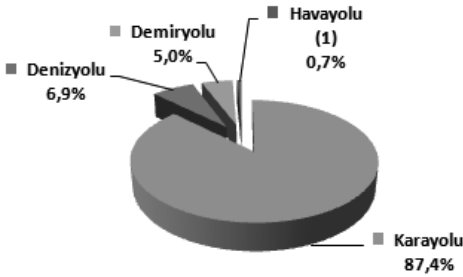
Karayolları Genel Müdürlüğü 01.01.2014 verilerine göre, ülkemizde 31 bin 341 km devlet

yolu, 32 bin 155 km il yolu, 2 bin 127 km Otoyol olmak üzere toplam 65 bin 623 km yol ağı mevcuttur. Bu yolların 45 bin 294 km'si sathi kaplama ve 16 bin 997 km'si bitümlü sıcak karışım kaplamadır. Kaplamanın % 26'sı bitümlü sıcak karışım iken % 69 gibi yüksek bir oranının sathi kaplamadan teşkil edildiği Şekil 1' de görülmektedir.

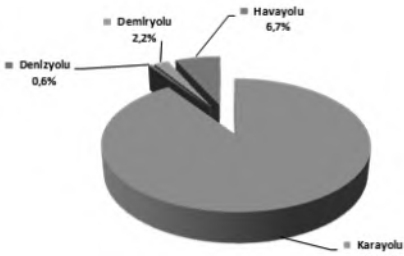
Bugün ülkemizde, karayollarının yolcu ve yük taşımacılığındaki payı ortalama % 90 oranındadır (Şekil 2-3). Bu oran trafik güvenliği ve sürüş konforu düşünüldüğünde büyük sorumluluklar yüklemekte ve yol yapımındaki kalitenin artan sürekliliğini gerektirmektedir.



Şekil 1. Kaplamanın Oransal Dağılımı



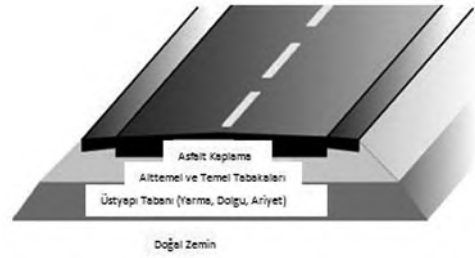
Şekil 2. Ulaşım Türlerine Göre Yük Taşımacılığı Oranı (TUİK, 2013)



Şekil 3. Ulaşım Türlerine Göre Yolcu Taşımacılığı Oranı (TUİK, 2013)

Yol platformu, altyapı ve üstyapı olmak üzere iki kısımdan oluşmaktadır. Altyapı yarma ve dolguları içerirken üstyapı trafik yüklerini taşıyan ve azaltarak altyapıya aktaran alttemel, temel ve kaplama olmak üzere üç ana tabakadan oluşmaktadır (Şekil 4-5).

Yol yapımının temel malzemesi olan agreg, üst yapının alt tabakalarında bağlayıcısı su olarak kullanılırken üst tabakalarda bitümlü bağlayıcı ile kullanılmaktadır. Bitümlü bağlayıcı ile karışımlarda ise karışımların hacimce %85'i, ağırlıkça %95'i agregadır. Ayrıca yolların sanat yapılarında çimento bağlayıcılı olarak beton imalatında da kullanılmaktadır.



Şekil 4. Yol Üstyapısının Genel Yapısı ve Tabakaları

Karayolları Genel Müdürlüğü 2011 yılı yol yapım işlerinde kullanılan agreg miktarı (BSK, temel, alttemel, beton) toplam 96.716.400 tondur. 2012 yılı için planlanan toplam agreg miktarı ise 189.588.500 ton olarak öngörülmüştür. Bu değerler agreg ihtiyacının her geçen yılda hızla arttığını ve agreganın kalitesinin ne kadar önemli olduğunu vurgulamaktadır.

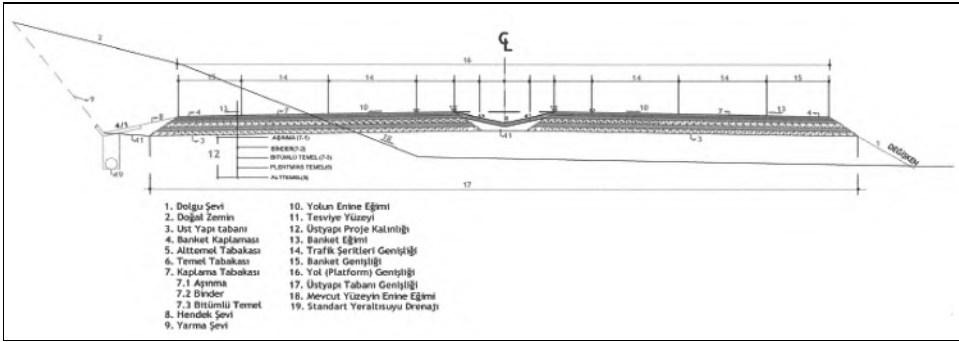
2. ASFALT KAPLAMA AMAÇLI KULLANILAN AGREGALAR VE ÖZELLİKLERİ

Asfalt kaplama amaçlı kullanılan agregalar; belli gradasyona ve kaliteye sahip kayaç parçaları, çakıl, kırmataş, kum vb. mineral malzeme veya bunların karışımıdır.

Özellikle karayollarında trafik güvenliği ve sürüş konforu düşünüldüğünde yollardaki fren emniyeti ve tekerlek izleri sorunu öne çıkmaktadır. Bu bağlamda agreg özellikleri, asfaltın dayanımının ve tekerlek izine karşı direncinin kontrol altında tutulmasını sağlayan en önemli faktörlerden birisidir.

Kaplamanın yük taşıma kapasitesinden genel olarak agreg sorumludur. Bu nedenle hammadde üretiminde agreganın üretildiği kaya türü çok önemlidir. Kayaçların kökeni mineral agregaların üretiminin anlaşılmasında önemli bir rol oynamaktadır. Kaya türleri ise, Sedimanter, Volkanik ve Metamorfik olmak üzere 3 sınıfa ayrılmaktadır (Şekil 6).

Yol yapımında kullanılacak agregaların seçimi yolun maliyeti ve kalitesi açısından büyük önem taşır. Kullanıma uygunluğunun belirlenmesinde aşağıdaki özellikleri dikkate alınır.



Şekil 5. Yol tip en kesiti (2x2 yol)

2.1 Gradasyon

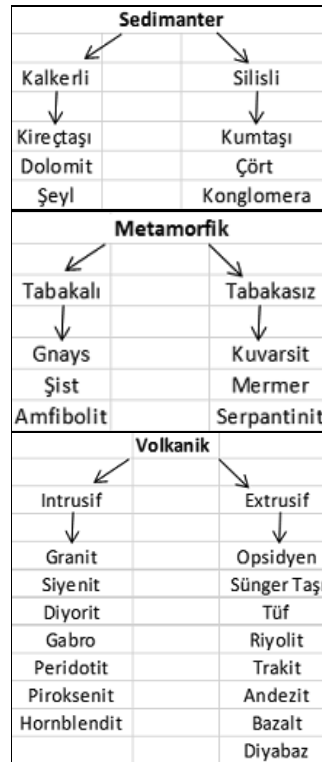
Bir agrega malzemesi içindeki değişik boyuttaki danelerin miktarı, o agreganın mühendislik özelliklerini etkileyen en önemli faktörlerden biridir. Maksimum dane boyutu farklı olan agregaların işlenebilirlik derecesi de farklı olabilir. Gradasyon, kullanılacağı tabakanın dane boyutu dağılımının belirtildiği şartnamelere göre kontrol edilir.

2.2 Yüzey Dokusu ve Şekli

Agreganın yüzey dokusu, asfalt kaplama karışımlarının işlenebilirliğini ve mukavemetini önemli ölçüde etkilemektedir. Özellikle tekerlek izinde oturmaya karşı dayanımında da önemli bir etkisi vardır. Yüzey pürüzlü ise dayanım artacaktır. Agreganın şekli de tekerlek izinde oturmaya karşı dayanımını etkilemekte olup köşeli, kübik agregalar yuvarlak, yassı agregaya göre daha iyi dayanım sağlamaktadır.

2.3 Sağlamlık

Agregalar, asfalt kaplama karışımlarının üretilmesi, serilmesi, sıkıştırılması ve trafik yükü ile aşınmaya maruz kahrılar. Bu yüzden yol üstyapısında kullanılacak agregalar, darbeleme ve aşınmaya karşı şartnamesinde belirtilen dereceye kadar sağlam olmalıdır. Uzun zaman hava tesirleri altında kalan agregalar, donma ve çözülme olayları sonucunda gradasyon bozulmasına uğrarlar ki bu da yolun bozulmasına sebep olacağından agregalar donma ve çözülme olaylarına karşı da şartname kriterlerini sağlamalıdır.



Şekil 6. Kayaçların kökeni sınıflaması

2.4 Zararlı madde İçeriği

Bazı agregalar, asfalt kaplamada istenmeyen zararlı bazı yabancı maddeler (kil toprakları, bitki artıkları, yumuşak malzemeler vb.) içerebilirler. Bu tip agregaların kaplamada kullanılmamasına dikkat edilmelidir.

2.5 Bitümle Kaplanabilme (Soyulmaya Karşı Direnç)

Suyun etkisiyle agrega ile asfalt arasındaki bağın kaybolması kaplamanın bozulmasına sebep olmaktadır. Bunun önlenmesi için soyulmayı önleyici katkı malzemeleri kullanılarak daha iyi yapışma sağlanabilmektedir.

2.6 Cilalanma

Kaplamada, cilalanmaya karşı dayanımı düşük bir taşın kullanılması yolun kaymaya karşı direncini düşürmektedir. Bu nedenle cilalanmaya karşı dayanımı şartnamesinde belirtilen dereceye kadar iyi olmalıdır.

2.7 Absorpsiyon

Agreganın absorbe ettiği bitüm miktarı, asfalt karışımının özelliklerini önemli ölçüde etkilemektedir. Su emme oranı yüksek olan agreganın su içeriği yüksek ise, sıcak karışım asfalt üretimini sırasında boşluklardaki suyu tamamen buharlaştırmak için ilave zaman ihtiyaç duyulacak ve sıkıştırma zorlukları yaşanabilecektir.

4. MALZEME OCAKLARINA İLİŞKİN İSTATİKSEL VE DENEYSEL DEĞERLENDİRMELER

Yol yapım, bakım ve onarım çalışmalarında ihtiyaç duyulan agregalar, genel olarak Karayolları Genel Müdürlüğü adına ruhsatlı taş ocaklarından temin edilmektedir. 2013 yılı verilerine göre Karayolları Genel Müdürlüğü adına ruhsatlı 809 adet taş ocağı bulunmaktadır (Şekil 7)

Hızla eklenen yeni yol ağları, otoyol, devlet ve il yollarının yapım ve bakım çalışmaları kapsamında ihtiyaç duyulan agregaların artışına paralel olarak malzeme ocak talebi ve sayısı da giderek artmaktadır.

Karayolları Genel Müdürlüğü adına ruhsatlı taş ocaklarının Şekil 8'de verilen grafikteki litolojik dağılımına baktığımızda 613 ocak sayısı ile tortul kökenli kireçtaşları ilk sırayı alırken onları 124 ve

38 ocak sayısı ile volkanik kökenli bazalt ve andezit kayaları takip etmektedir (Şekil 8).

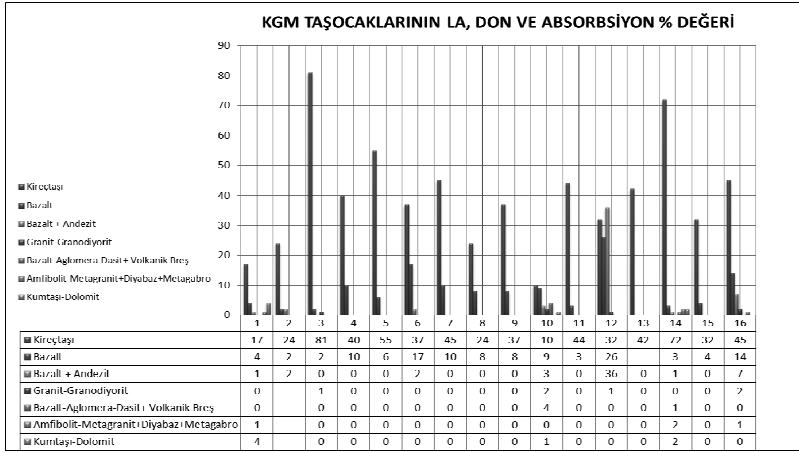


Şekil 7. İşletilen Bir Taş Ocağından Görünüm

Bu ocaklar Karayolları Genel Müdürlüğü, Bölge Müdürlükleri bazında değerlendirildiğinde kireçtaşı litolojisindeki ocakların Türkiye jeolojisi ve tektoniğinin doğal sonucu olarak 81 taş ocağı sayısı ile 3. Bölge (Konya) ve 72 taş ocağı sayısı ile 14. Bölge (Bursa) bölge sınırları içerisinde yoğunlaştığı gözlenmiştir (Şekil 9).

Ancak özellikle Akdeniz ve İç Anadolu bölgelerimizde jeolojik koşullar gereği asfalt kaplama tabakalarında ihtiyaç duyulan sert taş (bazalt vb.) ihtiyacı karşılanamamakta ve bu durum yol yapım çalışmaları esnasında malzeme sıkıntılarını doğurmaktadır. Atmosferik koşulların yarattığı fiziksel değişimlere paralel olarak kayaç ve mineral yapısında da izlenen fiziksel ve kimyasal alterasyonlar ağırlıklı olarak volkanik ve magmatik kayaçlarda gözlenmektedir. Bu durum mevcut ocaklardan üretilecek agreganın kalitesini olumsuz yönde etkilerken, gerek rezerv gerekse kalite şartlarını sağlayacak volkanik kökenli kaya ocağı sıkıntısını arttırmaktadır. Bu tip ocaklarda aynı kaya türü içinde dahi mineralojik bileşim ve dolgu değişimleri sıklıkla gözlenebilmektedir.

Belirli gradasyonlarda taş ocaklarından kırılarak elde edilen agregaların kalitesi ve kullanılabilirliği, teşkil edileceği üstyapı tabakasına bağlı olarak çeşitli deneyler sonucunda belirlenmektedir. Aşağıda kısaca isimleri verilen bu deneyler, kullanılması düşünülen malzemenin kalitesini ortaya koymakta olup kullanılabilirliği Karayolları Teknik Şartnamesinde belirtilen limitler aralığında değerlendirilmektedir.



Şekil 8. KG M Taş Ocaklarının Bölgelere Göre Sayısal-Litolojik Dağılımı



Şekil 9. Karayolları Genel Müdürlüğü, Bölge Müdürlükleri Sınırları

- Hava Tesirlerine Karşı Dayanıklılık - $MgSO_4$ ile kayıp
- Parçalanma Direnci – Los Angeles
- Yassılık İndeksi
- Kırılmışlık
- Su Emme – Kaba ve İnce Agregada
- Kil Topağı ve Dağılabilen Tane Oranı
- Soyulma Mukavemeti
- Yapışma Deneyi – Vialit Metodu ile
- Cilalanma Değeri
- Metilen Mavisi

Yol üst gövdesini oluşturan alttemel, temel, bitümlü temel ile asfalt betonu binder ve aşınma tabakalarında kullanılacak agregaların fiziksel özelliklerini tespit etmek amacıyla yapılan hava tesirlerine karşı dayanıklılık, parçalanma direnci, su emme ve metilen mavisi deneyleri ile şartname limitleri Çizelge 1'de verilmiştir. Bu veriler incelendiğinde yol üst yapısını oluşturan en alt tabakadan en üstteki bitümlü sıcak karışım aşınma tabakasına doğru şartname limitleri daralmakta yani istenilen agrega kalitesi artmaktadır.

Los Angeles aşınma değeri kireçtaşlarında ortalama %25 olarak belirlenmiştir. Bölge bazında yapılan değerlendirmeler sonucunda en yüksek

aşınma değeri ortalama %29.41 ile 9. Bölge (Diyarbakır) sınırları dahilindeki ocaklara, en düşük aşınma değeri ortalaması ise %20.82 ile 5. Bölge (Mersin) sınırları dahilindeki ocaklara aittir. Bazaltlarda ise Los Angeles aşınma değeri köken kayaç yapısı ve mineralojik özelliklerine bağlı olarak kireçtaşlarına göre oldukça düşüktür. Donma çözülme etkisine karşı dayanıklılık değeri özellikle bazalt litolojisindeki ocaklarda büyük farklılıklar göstermektedir. Bazaltlarda genel ortalama %3.41 iken 10. Bölge (Trabzon) sınırları dahilindeki ocaklarda yapısal ve iklimsel özelliklere bağlı olarak bu oran %16.81'e kadar çıkmaktadır.

Absorbsiyon değeri genel olarak volkanik kökenli kayalarda önem kazanmaktadır. Kireçtaşı litolojisindeki ocaklarda bu değer % 0-1 arasında değişmekte olup şartname limit aralığı içerisinde

kalmaktadır. Ancak bazalt, andezit vb. Volkanik kökenli kayaların dış etkenler ve mineral kristal yapısı gereği şartname limit aralığını aşan laboratuvar sonuçları elde edilebilmektedir.

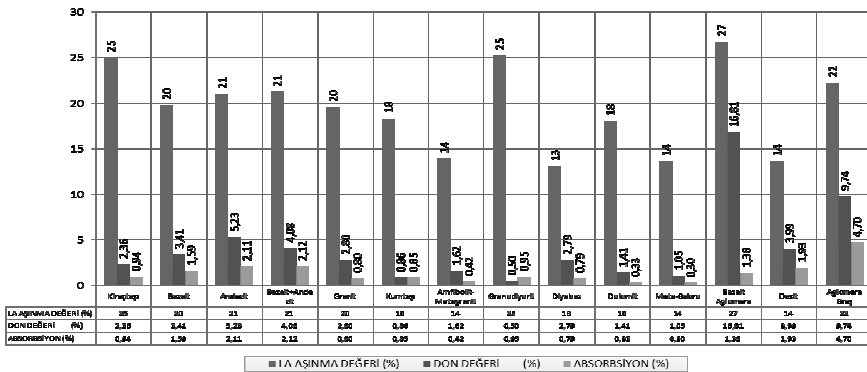
Özellikle 15. (Kastamonu), 7. (Samsun) ve 10. (Trabzon) bölge sınırları dahilindeki volkanik kökenli ocaklarda % 4.70'e varan yüksek absorpsiyon değerleri mevcuttur (Şekil 10).

Metilen mavisi özellikle volkanik kökenli kayaların kullanılabilirliğinin tespitinde önemli yer tutmaktadır. Kireçtaşlarında şartname limitleri dahilinde 0-1.5 aralığında değişen değerler alırken bazalt, andezit gibi volkanik kökenli kayalarda bazalt, andezit gibi volkanik kökenli kayalarda sıklıkla şartname limitlerini aşan yüksek değerler verebilmektedir.

Çizelge 1. Agrega Deneyleri ve Şartname Limitleri (KTŞ-2013)

DENEY ADI		ALTTEME	TEME	BITÜMLÜ TEME	ASFALT BETONU BİNDER TABAKASI	ASFALT BETONU AŞINMA TABAKASI	DENEY STANDARTI
Hava Tesirlerine Karşı Dayanıklılık, MgSO4 ile kayıp, %		≤ 25	≤ 20	≤ 18	18	16	TS EN 1367 - 2
Parçalanma Direnci, (Los Angeles) %		≤ 45	≤ 35	≤ 30	≤ 30	≤ 27	TS EN 1097 - 2, AASHTO T 96
Su Emme, (Kaba ve İnce Agregada) %		≤ 3,5	≤ 3,0	≤ 2,5	≤ 2,5	≤ 2,0	TS EN 1097 - 6
Metilen Mavisi (MB)	İnce agreganın 0/2 mm'lik kısmına	≤ 4,0 ≤ 5,5 **	≤ 3,0 ≤ 4,5 *	≤ 2,0 ≤ 3,5*	≤ 1,5 ≤ 3,0*	≤ 1,5 ≤ 3,0*	TS EN 933-9
	Öğütülmüş magmatik agreganın 0/2 mm kısmına	≤ 5,5 **	≤ 4,5 *	≤ 3,5*	≤ 3,0*	≤ 3,0 *	
* Referans Metot ** Magmatik kökenli kayalarda, şantiye konkasöründe üretilmiş ince agregada istenen şartname değerinin sağlanamaması durumunda bu şart aranacaktır.							

KGM TAŞ OCAKLARININ LA, DON VE ABS. % DEĞERİ



Şekil 10. KGM Taş Ocaklarının Los Angeles Aşınma, Donma ve Absorbsiyon ortalama değer grafiği

5. SONUÇLAR VE DEĞERLENDİRMELER

Ülkemizin 31 bin 341 km devlet yolu, 32 bin 155 km il yolu, 2 bin 127 km Otoyol olmak üzere toplam 65 bin 623 km'lik yol ağı mevcuttur ve bu sayı her yıl hızla artmaktadır. Bu yolların 45 bin 294 km'si sathi kaplama ve 16 bin 997 km'si bitümlü sıcak karışım kaplamadır. Günümüzde yolcu ve yük taşımacılığında ulaşım türü olarak büyük oranda karayollarının kullanılması, yol yapım çalışmalarında kalitede sürekliliğin sağlanmasını gerekli kılmaktadır.

Yol üstyapı tabanını temel ve alt temel tabakaları tamamen agregada teşkil edilirken, trafik güvenliği ve sürüş konforunda önemli rol oynayan sıcak karışım asfalt kaplama malzemeleri % 90 oranında agregadan oluşmaktadır. Bu nedenle kullanılacak agreganın üretildiği kaya türü ve özellikleri büyük önem taşımaktadır.

Genel olarak; gradasyon, yüzey dokusu ve şekli, sağlamlık, zararlı madde içeriği ve absorpsiyon olarak sıralanan agregada özellikleri asfaltın dayanımının ve tekerlek izine karşı direncinin kontrol altında tutulmasını sağlayan en önemli faktördür. Özellikle sıcak karışım asfalt imalatında karışım özelliklerine etki ederek yapım esnasında etkin rol oynamaktadır.

Agregalar kökensel olarak sedimanter, volkanik ve metamorfik olmak üzere üç farklı kaya türünden üretilmektedir. Karayolları Genel Müdürlüğü adına ruhsatlı 809 adet malzeme ocağının % 75'i sedimanter, % 25'i ise volkanik kökenlidir.

Malzeme ocaklarında üretilen agregalarda malzeme kalitesinde sürekliliğin sağlanması amacıyla Karayolları Teknik Şartnamesinde kullanım alanlarına göre istenilen deneylere tabi tutulmaktadır. Genel olarak agregalara uygulanan deneyler hava tesirlerine karşı dayanıklılık (MgSO₄ ile kayıp), parçalanma direnci (Los

Angeles), su emme (kaba ve ince agregada) ve metilen mavisi olarak sıralanabilir.

Volkanik kökenli kayaların oranının düşük olması sıcak karışım agregada ihtiyacının karşılanmasında sıkıntılar doğurmaktadır. Ayrıca bu litolojideki mevcut malzeme ocakları da çoğunlukla homojen yapıda izlenmemekte, aynı kaya türü içinde dahi yapısal ve dokusal farklılıklar gösterebilmektedir. Bu durum malzeme ocaklarında kullanım alanına uygun gradasyonda üretilen malzemelerin kalite kontrollerinin sürekli takip edilmesi gerekliliğini doğurmaktadır.

Geçmişten günümüze kuvvetli tektonik etkilerle maruz kalan ülkemizde bölgesel jeolojik farklılıklar ve yapısal unsurlar agregaların fiziksel özellikleri üzerinde oldukça etkili olmuştur. Örneğin kireçtaşlarının aşınma direnci değerleri bazaltlara göre daha düşüktür. Bu durum özellikle sıcak karışım aşınma tabakasında bazalt kullanımı talebini doğurmaktadır. Ancak buna karşın bazaltların su emme değerleri ve donma-çözülme etkisi bölge bazında farklılıklar göstermekte özellikle Karadeniz ve Orta Anadolu bölgesinde yapılan agregada üretimlerinde bu hususlar dikkate alınarak üretim planlaması yapılmalıdır.

KAYNAKLAR

- Acar, G., 2011. Agregada (Agreganın üretimi, depolanması, taş ve dere ocaklarının işletilmesi), Ankara, 179 s.
- KGM, Karayolları Teknik Şartnamesi, 2013.
- KGM, Bitümlü Karışımlar Laboratuvar El Kitabı, 1993, 200 s.
- KGM, 2. Karayolu Ulusal Kongresi Bildiriler, 2011, 362 s.
- KGM, 5. Asfalt Sempozyumu Bildiriler, 2009, 381s.
- Türkiye Asfalt Mühendisleri Derneği, Sıcak Karışım Asfalt El Kitabı, 2000, 234s.
- Yavuz, A., 1989. Asfalt El Kitabı. İstanbul Büyükşehir Belediyesi, İstanbul, 573s.

Meydancık tünel giriş portalında meydana gelen kaya düşmelerine yönelik çözüm önerileri

Proposal for Rock Sliding Problem at the Entry Portal of Meydancık Tunnel

S. Kızıroğlu, B. Yalçın & Y. İpek

Karayolları Genel Müdürlüğü-ANKARA

M. Akdoğan & O. Başer

FERNAS Geoteknik Çözüm ve Proje Müh. Müş. İnş. ve Tic. Ltd. Şti.-ANKARA

ÖZET: KGM 10.Bölge Müdürlüğü sınırları içinde yer alan (Artvin-Şavşat) Ayrım - Meydancık İl Yolu'nun Km: 22+678 - 22+835 arasında yer alan Meydancık Tüneli Giriş Portalında 26.05.2011 tarihinde çok çatlaklı kaya yapısına bağlı, eklem sistemleri kontrolünde gelişen çok büyük boyutlu blok kayma ve devrilmeleri meydana gelmiştir. Oluşan bu kaya blok hareketleri tünel giriş portal yapısının kaplama betonu üst yarısını tamamen parçalamıştır. Bu makale kapsamında, kaya düşmeleri yaşayan Meydancık Tüneli Giriş Portalı şevlerinin Şev Temizliği, Bulonlarla Desteklenmiş Yüksek Kapasiteli Çelik Ağ ile yüzeyinin kaplanması ve Kaya Bariyerleri ile projelendirilerek trafik güvenliğinin sağlanması değerlendirilmiştir.

ABSTRACT: Large scale block sliding and over turns occurred within the controls of articulation systems depending on very fissured rock structures on 26.05.2011 at the Entry Portal of Meydancık Tunnel, which is located in 22+678-22+835 km on (Artvin-Şavşat) Ayrım- Meydancık Provincial Road which is within the borders of 10th Regional Directorate of DG for Highways. These rock block movements completely pulled into pieces the upper half of the paved blocks of tunnel entry portal structure. In this Article, ensuring the traffic safety is evaluated by preparing a project for chamfers of Meydancık Tunnel Entry Portal where rock sliding occurs through Cleaning of Chamfers, Surface Coating with High Capacity Steel Net supported with bolts and Rock barriers.

1 GİRİŞ

Şavşat Ayrım-Meydancık İl Yolu, Meydancık Beldesinin Karadeniz-Doğu Anadolu Bağlantısını sağlamaktadır. Meydancık Tüneli Ayrım - Meydancık İl Yolu'nun Km : 22+678 - 22+835 arasında yer almakta olup, 157 m uzunluğundadır. Meydancık Tüneli, güzergahın 2 şeritli (gidiş-dönüş) tek yol olmasından dolayı tek tüp olarak projelendirilmiştir.

Mevcut İl Yolunun Meydancık Beldesinin Giriş Kesimi, sağ tarafta yüksekliği 90-100 m'yi bulan ve önemli ölçüde blok kopması potansiyelinin bulunduğu kayalıklardan ve sol tarafta da mevcut dereden dolayı platform genişliğinin yer yer 4-5 m'ye düştüğü bir boğaz konumundadır (Şekil 1). Bu bağlamda, bu boğaz kesiminin boyu 150 m civarında bir tünel ile geçilmesi uygun bulunmuş

amacıyla da, yatay ve düşey geometrinin bir il yolu için öngörülen standartlar dahilinde ve ancak sınırında oluşturulması da kaçınılmaz olmuştur

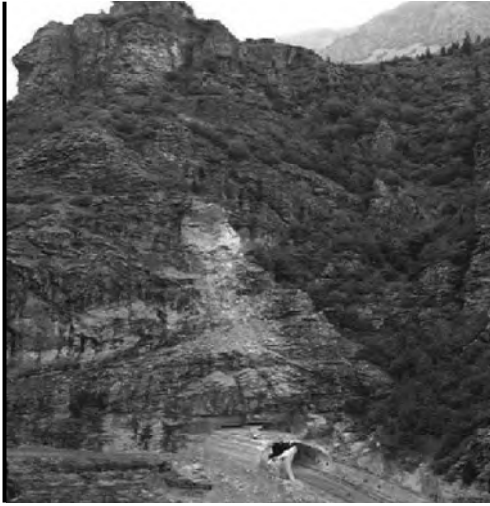
2 JEOLJİK - JEOTEKNİK DEĞERLENDİRME

Meydancık Tüneli 157.0 m uzunluğunda olup, tünel güzergahı ve portal yapıları Berta Formasyonu (Jb) üyesi Bazalt - Andezit Lav ve Piroklastların Kumtaşı, Çamurtaşı, Silttaşı, Radyolarit ve Şeyl ara tabakalarından oluşan birim içerisinde yer almaktadır.

2.1. Kayaya İlişkin Mekanik Özellikler

Birim genel olarak koyu grimsi yeşil - açık gri, sülü kahve renkli, sert, dayanımlı, az - orta derecede ayrırmıştır. Süreksizlikler eklem tipinde, düzlemsel, pürüzlü, orta çaplı, yer yer yüksek

devamlı, taze - az ayrılmış, yer yer kil ve sert kalsit dolguludur.



Şekil 1. Kaya Heyelanı Ertesinde Zarar Gören Meydancık Tüneli Girişi

RQD (%)	: 50 - 70
Doğal Birim Ağırlık (kg/m ³)	: 2.510 - 2.760
Serbest Basınç Dayanımı (MPa)	: 60 - 120

2.2 Süreksizlikler

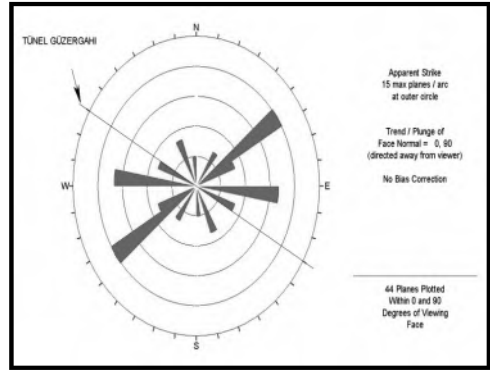
Tünel güzergahı jeolojik etüt çalışmalarında tünel giriş portalında yapılan süreksizlik ölçümlerinde 8 farklı eklem sistemi tespit edilmiştir.

Bu ölçümler neticesinde ve eklem sistemlerinin devamlılığı göz önüne alındığında tünel alın yarma şevi devamındaki ve tünel üst kotundan yamaçta yaklaşık 20 m yüksekliklerde olması muhtemel yenilme potansiyelleri tünel portal üstünde (yaklaşık 70 m yükseklikte) eklemlerin tekrarlanarak süreklilik göstermesi neticesinde ve doğal dış tesirlerle donma çözünme periyotlarının da etkisiyle eklem kontrollü devrilme türü yenilme şeklinde, blokların düşmesine ve portal yapısının parçalanmasına yol açmıştır.

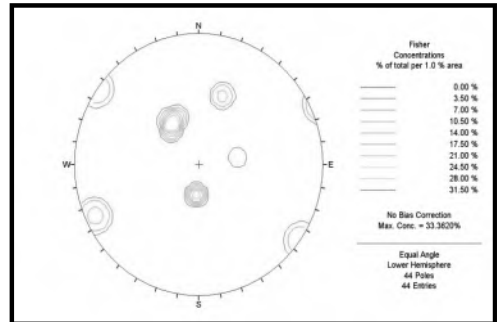
Kaya heyelanı şeklinde oluşan devrilme türü yenilmelerden sonra yapılan arazi çalışmaları neticesinde mevcut durumda devrilme ve düzlemsel kayma riski oldukça yüksek, kısmen serbest halde büyük boyutlu bloklar bulunduğu gözlenmiştir.

Tünel Giriş Portalı'nda yapılan eklem sistemlerine ait ölçümlerde tünel eksen doğrultusuna göre oluşan gül ve süreksizlik kutbu kontur diyagramları Şekil 2'de verilmiştir.

Eklem takım sistemlerine ait ölçümlerden de görüleceği üzere tünel eksenine genelde dik olarak yoğunlaşmış eklem sistemleri yer almaktadır (Şekil-3).



Şekil 2. Meydancık Tüneli Girişi Portalı Gül Diyagramı



Şekil 3. Süreksizlik Kutbu Ağırlıklı Dağılım Konturları

3 KAYA DÜŞMESİNE ETKİ EDEN FAKTÖRLER VE STABİLİZASYON YÖNTEMLERİ

Serbest kayalar ve kiltaşı dengesi ile tutunan bloklar, mevcut şevin eğimi, yağmur, deprem, jeolojik ve morfolojik etmenler gibi tetikleyici küçük bir etkiyle stabilitesini yitirip şev boyunca düşerek çeşitli zararlara neden olabilir. Söz konusu risk süreç içinde oluşabileceği gibi çoğu zaman da insan etkisiyle oluşur. Stabilitate zayıfladığında küçük tetikleyici etkilerin kaynağı ise farklı olabilir (örn. eğim, yağmur, hayvanlar vb).

Özellikle patlayıcı ve iş makinesi çalışılan bölgede stabiliteyi derinden etkileyebilmekte ve

sağlam gibi görünen bir bölgede bile problemler yaşanabilmektedir.

Yükseklik veya akıntı havzalarının alanda özel koşullarına bağlı olarak tetikleyici riskler (önceki etkilerle bağıntılı olmak üzere) pasif sistemler uygulanarak yüksek bir performans ile önemli ölçüde azaltılabilir ya da önlenir. Pasif sistemde tehdit eden nesnelerin sabitlenmemesi tercih edilip, düşen kayalar kaplanan yüzeyin topuk kısmında toplanır ya da havzadaki geçişin en yoğun olduğu noktaya kurulan bir bariyer ile kaya düşmeleri ve moloz akımları bu noktalarda tutularak kontrol altına alınır.

Ancak, özellikle kilittası prensibiyle ayakta duran süresizliği fazla şev yüzeylerde pasif koruma ile yüzeyi kaplamak ya da bariyer ile düşüşleri kontrol altına almak istenilen sonucu vermez. Çünkü bu tip yüzeylerde sistem düşüşleri kontrol altına alsa da düşüş periyodunun kısa olması, her düşüşün yeni bir kopmayı tetiklemesi nedeni ile kısa zamanda toplanan moloz sistemi kilitler. Bu da yüksek bakım maliyetleri doğurur. Ayrıca kilittası prensibi ile ayakta duran şevlerde yapılacak stabil olmayan unsur temizliği sürekli yeni ihtiyaç doğurur. Böyle yüzeylerde yüzeydeki kopmaların engellenmesi, ön gerilimli ağlar ve derin ankrajlarla kombine edilmiş çelik grid türevi ürünler ile aktif koruma yapılması istenilen sonucu verecektir. Aktif koruma ile dengesiz toprak ve kaya hareketleri engellenebilmektedir. Gerek aktif koruma gerekse pasif koruma öncesinde şev yüzeyinde yapılacak doğru bir temizlik sistemin başarısını arttıracığı gibi bakım maliyetini de düşürecektir.

4 PROJE TASARIMI

Bu çalışma kapsamında, kaya düşmeleri yaşanan Meydancık Tüneli Giriş Portalı şevlerinin Şev Temizliği, bulonlarla destekli Çelik Ağ ile yüzeyinin kaplanması ve Kaya Bariyerleri ile projelendirilerek trafik güvenliğinin sağlanması amaçlanmaktadır.

4.1. Stabilizasyon Yöntemi Tercihinde Dikkat Edilen Hususlar

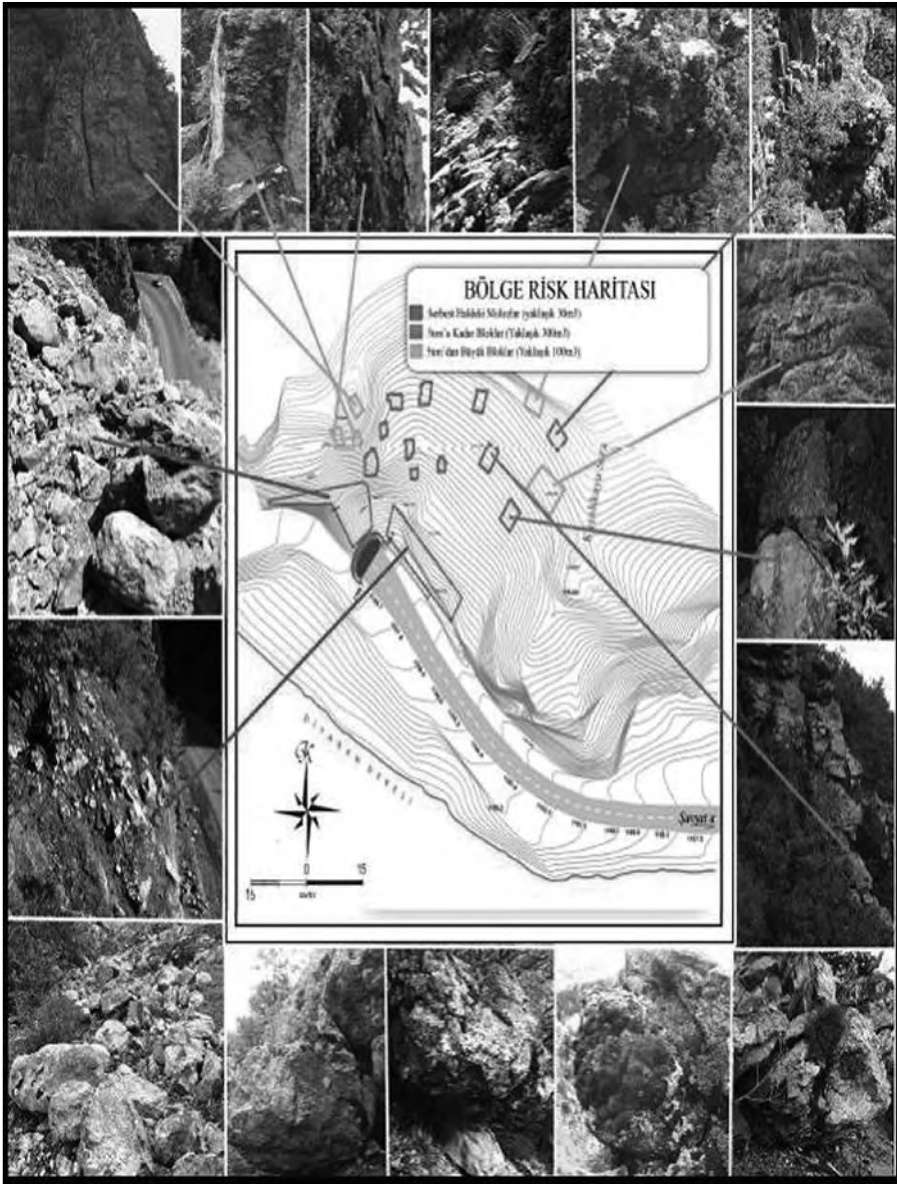
- Stabil olmayan şevlerde en sık karşılaşılan durum yüzeyin kilittası prensibi ile birbirini desteklemesi

ve yüzeyden kopan küçük parçaların zamanla büyük blokların hareketine imkân vermesidir. Yapılacak uygulamanın tipinin (aktif koruma veya pasif koruma) seçimi net bir şekilde yapılmalıdır. Eğer yüzey kilittası prensibi ile birbirini destekliyor, şev yapısında zamanla yaşanacak olası deformasyonun engellenmesi konum itibari ile önemli ise, ya da sık dökülme yaşanması durumlarında aktif koruma doğru seçim olacaktır. Aktif korumada ileri teknoloji çelik türevi ağ, uygun derinlikte bulonlar ile desteklenerek yüzeyi bir elbise gibi sararak yüzeyden kopmaları durdurulabilir veya en aza indirir. Bu şekilde küçük taşlar bile durdurularak olası masif blok hareketlerinin önüne geçilebilir. Pasif korumada ise temel hedef stabilizasyonu sağlayıp yüzeyden kopmaları engellemek değil, olası kopmaları kontrol altına almaktır.

- Stabilizasyon sistemlerinin başarılı olabilmesi için koruma sisteminin riski engelleyebilecek kapasitede olması gerekir.

- Yüksek kapasiteli çelik ağ ile stabilizasyon sistemlerinin en önemli unsurlarından birisi de bulonlardır. Sistemin şev yüzeyine montajını sağlayan bulonların yerleri, miktarı ve derinlikleri son derece önemlidir. Örneğin stabilizasyon için kullanılan çok yüksek kapasiteli ağ, derin bulonlar ile desteklenmediği takdirde, ağ kopan bloğu taşıyacak kapasitede olsa bile bulonlar desteklemediği için yüzeyde tutunamayacak ve başarısız olacaktır. Dıştan bakıldığında şevin morfolojik yapısı ve katmanları hakkında yaklaşık bir tahminde bulunulabileceği gibi kesin yorum için kılavuz delik delinmelidir. Bulon derinliği belirlenirken olası göçük durumunda sistemin yüzeyde tutunabilmesi ve gerektiği gibi yüzeyi destekleyebilmesi için stabil olmayan unsurların altında sağlam katmandan destek alması gerekir. Bulonların yerleri belirlenirken ise aynı doğrultuda değil karmaşık olarak uygulanması sistemin kapasitesini arttırır.

- Dağlık arazilerde genelde taş düşme rotaları aynı zamanda akarsu yatağıdır. Geniş bir bölgeye yağan yağmurun birleşip büyük bir akıntı oluşturması gibi geniş bir bölgeden düşen kayalar küçük bir alanda toplanır. Böyle alanlar değerlendirilerek tüm bölgenin kaplanması yerine, uygun bir ya da birkaç noktaya bariyer kurularak düşmeler kontrol altına alınabilir.



Şekil 4 Bölge Risk Haritası

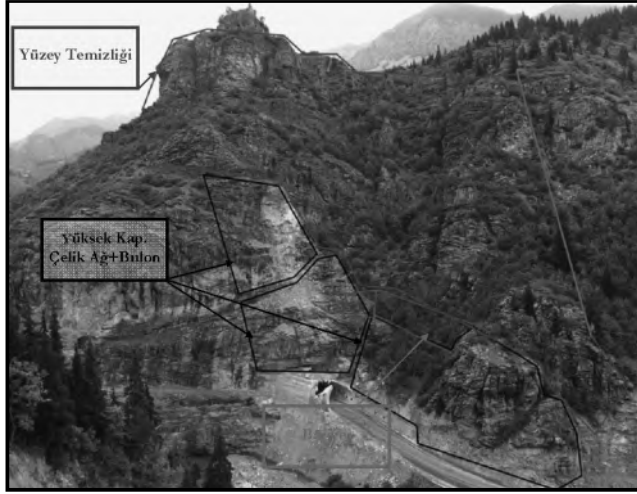
• Bariyer uygulamalarında bariyerin yeri, bariyerin sönümlenme kapasitesi ve yüksekliğinin belirlenmesi son derece önemlidir. Bunu belirlerken en sık kullanılan yöntem arazinin şeklini, yapısını ve arazideki olası risk içeren unsurların bilgisayar programına girilerek olası düşme rotaları simüle edilir. Simülasyon düşmelerin % kaç ihtimalle hangi enerjide

olacağını da verir. Simülasyonda gözlenen diğer veri ise seçilen noktada düşmelerin % kaçının hangi yükseklikte geçtiğidir. Korumanın önemine binaen bazen % 100 koruma için yüksek maliyetler de kabullenilebilir (% 100 koruma, öngörülen riskin % 100 doğru olduğu kabulüne dayanılarak yapılabilir).

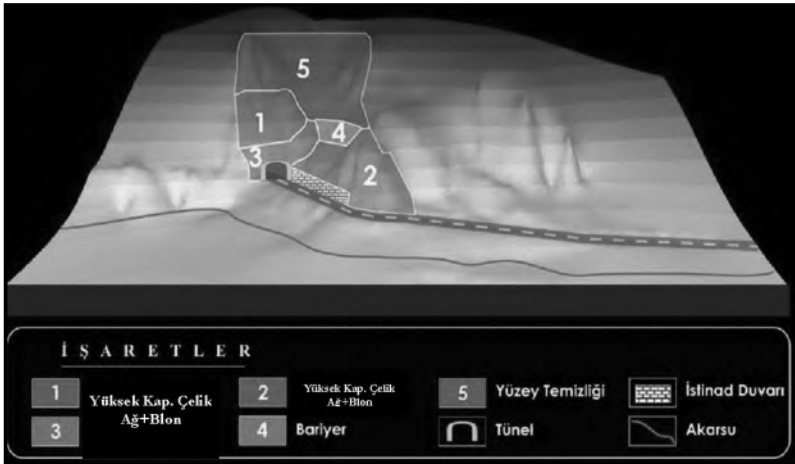
• Çok büyük blokların hareketini engellemek çok zor ya da imkansız olabileceği gibi, hareketinin

sonucu vereceği hasar da yüksek olmaktadır. Büyük blok hareketlerini durdurabilecek sistemler hareketin başlamasını engelleyen sisteme göre

daha maliyetli olduğu da göz önüne alınması gereken bir durumdur.



Şekil-5 Planlanan İmalat ve Düzenlemeler-1



Şekil-6 Planlanan İmalat ve Düzenlemeler

5 ANALİZLER, DEĞERLENDİRMELER ve PROJE DETAYLARI

Kaya düşmelerine karşı etkin önlemlerin seçilerek projelendirilmesi, kaya davranışının gerçeğe yakın tarifi ve modellenmesi ile mümkündür. Bu da tahmini ve tarifi zor bir çalışma olmakla beraber istatistiksel analizler ve olasılıkların doğru

aralıklarda tarifi sayesinde rasyonel mühendislik tasarımlarının oluşturulmasına imkân tanımaktadır. Kaya düşmesi modellerini etkileyen faktörler;

- Şev geometrisi,
- Şevi oluşturan malzemeye ait mekanik özellikler,

- Modelleme ve buna bağlı simülasyonlarda kabul edilen başlangıç durumu,

şeklinde özetlenebilir. Tariflenen parametrelerden herhangi birinde yapılacak küçük değişiklikler sonuçları ve tasarımı önemli oranda etkilemektedir.

Kaya düşmelerinin gerçekleşeceği alan genelde oldukça büyüktür. Modellemeler ve buna bağlı simülasyonların kullanılması sırasında seçilecek geometrilerin gerçeğe yakın tariflenmesi ya da şevde oluşabilecek geometrik farklılıkların olasılıklar dahilinde tanımlanması büyük önem taşımaktadır. Şevin herhangi bir kesiminde tariflenmeyen küçük bir düzensizlik, modellemeye kayanın yuvarlanarak şev dibinde durması gerektiği sonucunu verse de, gerçekte kayanın sıçrayarak yola ulaşma ihtimali yüksektir.

Meydancık Tüneli Giriş Portalı Heyelan Alanı'nda bahsi geçen belirsizlikleri önlemek amacıyla sık kesitler oluşturulmuş, modelleme ve simülasyonlarda oluşabilecek hatalar minimize edilmeye çalışılmıştır.

Bu da kayanın hareketi sırasında temasta olduğu şev malzemesinin içsel sürtünme açısı ve geri gelme katsayısı (coefficient of restitution) ile direkt bağlantılıdır. Geri gelme katsayısı, kayanın şev yüzeyine çarptıktan sonraki hızının, çarpmadan önceki hızına oranıyla tariflenmektedir;

R (Geri Gelme Katsayısı) = Çarpma Sonrası Kaya Hızı / Çarpma Öncesi Kaya Hızı

Tamamıyla elastik bir malzemede çarpma öncesi ve sonrası hızlar birbirine eşit olacağından, geri gelme katsayısı 1.0'e eşit olacaktır. Tamamıyla plastik bir malzemede ise katsayı 0.0 olacak ve çarpma sonrası kaya kütlesi duracaktır. Malzemelerin geri gelme katsayıları şev yüzeyine dik ve paralel olmak üzere iki bileşkeye ayrılarak tariflenmektedir.

Bu katsayılarla, alt sınırlar bitkiyle örtülü alanları ve yumuşak zeminleri, üst sınırlar ise ana kaya ve asfalt gibi malzemeleri kapsamaktadır. Kaya düşmelerini modelleyen algoritma geri gelme katsayısına ve bu katsayıda meydana gelebilecek değişikliklere karşı oldukça duyarlıdır. Şev yüzeyine dik yönde geri gelme katsayısı 0.40 olan bir şevdeki kaya düşmesi davranışı, aynı şevde katsayının 0.50 alındığı duruma göre çok farklı davranışlar sergilemektedir.

Diğer taraftan probleme esas alanın büyüklüğü, şevde mevcut malzemenin değişkenliği gibi faktörler dikkate alınarak literatürde mevcut benzer şevlerde hesaplanan değerlerin kullanılmasının yanı sıra, katsayılar için belirgin bir aralık vererek malzeme parametrelerinde mevcut muhtemel

değişimlerin de olasılıklara dahil edilmesi uygun bulunmuştur. Şevlerin oldukça yüksek ve dik, kayaların da yüksek dayanımlı olmaları, geri gelme katsayılarının üst sınırlarda alınması gerekliliğini tariflemektedir.

Kısaca özetlendiği gibi, kaya düşmelerine ait hesap değişkenlerindeki belirsizlikler ve analizlerin bu değişkenlere olan hassasiyeti, hesaplamaların belirli olasılık sınırları dahilinde yapılmasını şart koşturmaktadır.

Şev geometrisi, malzeme özellikleri, kaya düşmesi başlangıç kabulleri ve bu parametrelerle ilgili olasılık dağılımlarını içine alan bir bilgisayar yazılımı kullanılması oldukça avantajlıdır. Bu şekliyle her bir kesit için analizler yaparak olası yörüngeler ve etki alanlarının değerlendirilmesi mümkündür. Bu işlem için Kaya Düşmeleri İstatistiksel Analiz yazılımından yararlanılmıştır. Bu olasılıkların tamamının değerlendirildiği program ile, olası kaya düşme yörüngelerinin belirlenmesinin yanı sıra, şev ucunda yapılması düşünülen tutucu yapılara etkiyecek kaya hızı, kinetik enerji ve kaya sıçrama yükseklikleri de tariflenmiştir.

Yapılan analiz sonuçları çerçevesinde yapılacak olan tutucu yapının kapasite hesaplarında mevcut çarpma enerjisi, blok ağırlıkları ve kaya yükseklikleri tasarıma esas veriler olmuştur.

Modelleme ve simülasyonlar vasıtasıyla elde edilen yörüngeler, kaya boyutları ve tutucu yapı lokasyonundaki yükseklikleri en kötü durumu ifade etmeyebilir. Bu sebeple analiz sonuçları değerlendirilirken bir miktar tutucu davranmak uygun görülmüştür. Kaya düşme analizlerinde kullanılan geri gelme katsayıları "Rockfall Simulation Software, Coefficient of Restitution Table" tariflenen aralıklardan alınmıştır.

$RN = 0.53$ Standart Sapma = 0.04

$RT = 0.99$ Standart Sapma = 0.04

Mevcut formasyonun genel olarak dayanımlı ve sert kayalardan oluşması, şevlerin dik ve yüksek olması sebebiyle aglomera, bazalt ve andezit için bir genelleme yapılmış, bu üst sınırların alınması uygun bulunmuş ve güvenli tarafta kalınmıştır.

Yapılan incelemeler ve ölçümler neticesinde bloklar ağırlıklarına göre 2 grupta (5.0 ve 10.0 ton) değerlendirilmiştir. Kaya blokları için çok sayıda en kesit çalışması yapılmış ve Kaya Düşmeleri İstatistiksel Analiz yazılımı kullanılarak kaya bloklarının düşmesi durumunda bu blokların kaya bariyer üzerinde ortaya çıkaracağı enerji hesaplanmış ve analiz sonuç çıktıları Şekil 5-6 da verilmiştir.

Hesaplamalar neticesinde kaya bloklarının bariyer üzerine çarpması ile ortaya çıkacak maksimum enerji 2.929 kJ mertebesinde. Bu şekilde, en az 3.000 kJ'lük enerji sönümleyebilecek kaya bariyerin kullanılması durumunda bariyerde herhangi bir duraysızlık beklenmemektedir. Bununla birlikte, bariyer yüksekliğinin 6.0 m olması durumunda blokların bariyerin üzerinden atlama riski de görülmektedir.

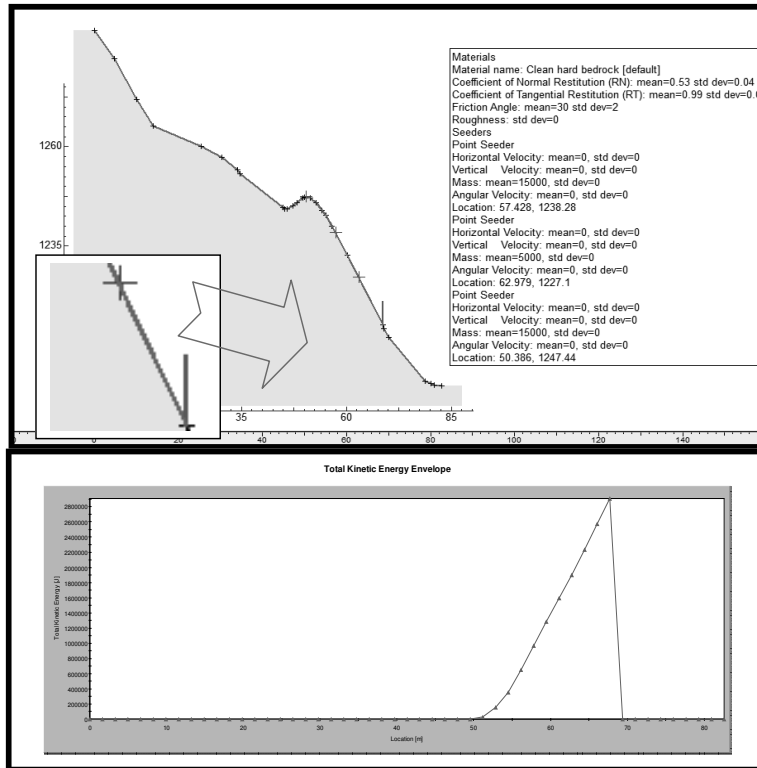
5.2. Yüksek Kapasiteli Çelik Ağ ile Şev Yüzeyinin Kaplanması

İnceleme alanında yer alan blokların yerinde sabitlenmesi amacıyla bulonlarla desteklenmiş yüksek kapasiteli ağ ile şev yüzeyi kaplanacaktır. Kaya birimler üzerinde teşkil edilecek yüzey ankrajları (bulonları) bu noktalarda düşebilecek kayaçları durdurmakta yüksek kapasiteli çelik ağ sistemine yardımcı olacaktır (Şekil 7).

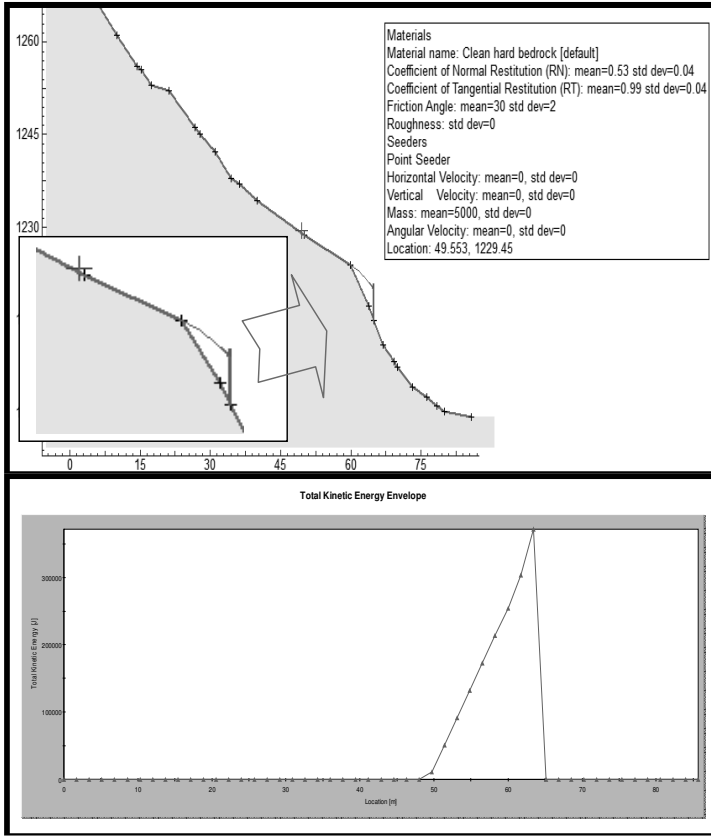
Her bir blok için bulon sayısının belirlenmesine yönelik hesaplar ayrı bir yazılım programı ile yapılmıştır. Yapılan hesaplama neticesinde 10 ton = 100 kN'luk ve 5 ton = 50 kN'luk kaya blokları farklı koşullar için analiz edilmiştir.

Yapılan hesaplamalar sonucunda 5 ton ağırlığındaki kaya bloklarını tutmak için bloğun tepesinde, yanlarında ve altında birer adet $\phi 32$ 'lik bulon yeterlidir. Bununla birlikte, 10 ton ağırlığındaki kaya bloklarını tutmak için bloğun tepesinde ve altında ikişer adet, yanlarında birer adet $\phi 32$ 'lik bulon gerekli görülmektedir.

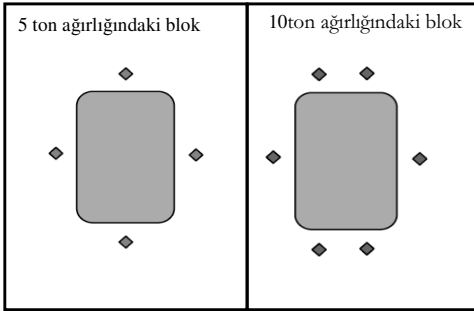
Bununla birlikte, düşmesi muhtemel blokların yer yer küçük boyutlu olduğu da göz önünde tutulduğunda büyük ve küçük file gözü genişliklerine sahip olan yüksek kapasiteli çelik ağların birlikte kullanımı ile her boyuttaki blok-molozların yola etkisi en aza indirilebilecektir.



Şekil-5 Kritik enkesit-1 için Analiz Modeli ve Toplam Kinetik Enerji Grafiği (maksimum değer ≈ 2.929 kJ)



Şekil-6 Kritik enkesit-2 için Analiz Modeli ve Toplam Kinetik Enerji Grafiği (maksimum değer ≈ 372 kJ, maksimum yükseklik ≈ 5.5 m)



Şekil-7 Bulon yerleşimi

5 SONUÇLAR VE ÖNERİLER

•Karayolları 10.Bölge Müdürlüğü sınırları içinde yer alan (Artvin-Şavşat) Ayrım - Meydancık İl Yolu'nun Km : 22+678 - 22+835 arasında yer alan Meydancık Tüneli Giriş Portalı'nda 26.05.2011 tarihinde çok çatlaklı kaya yapısına bağlı, eklem sistemleri hazırlünde gelişen çok büyük boyutlu blok kayma ve devrilmeleri meydana gelmiştir. Oluşan bu kaya blok hareketleri tünel giriş portal yapısının kaplama betonu üst yarısını tamamen parçalamıştır.

•Karayolları 10.Bölge Müdürlüğü, Araştırma ve Geliştirme Başmühendisliği tarafından 20.06.2011 tarihinde hazırlanan Araştırma Raporu'nda devrilme ve düzlemsel kayma riski yüksek serbest

m üst kotlarına kadar yamaçta yayılı halde yer aldığı, çok dik bir topoğrafik yapıya sahip bu yamaçta serbest blokların temizlenmesi ve stabil hale getirilmesi için patlatmalı veya makinalı kazı yapılmasının olası yeni riskler de oluşturabileceği belirtilmiştir. Bu sebeple sadece insan gücü, manivela, küçük çaplı delme ve kimyasal parçalayıcılar ile yerinden oynatılabilecek ve ufatılabilir bloklar dışındakilerin galfan kaplı çelik teller ile derin (6.0 - 10.0 m) ankrajlarla yerinde sabitlemek suretiyle şev stabilizasyonunun sağlanması önerilmiştir.

- Yapılan hesaplamalar sonucunda çelik ağ ile desteklenecek kesimde 5 ton ağırlığındaki kaya bloklarını tutmak için bloğun tepesinde, yanlarında ve altında birer adet ϕ 32'lik bulon gerekmektedir. Bununla birlikte, 10 ton ağırlığındaki kaya bloklarını tutmak için bloğun tepesinde ve altında ikişer adet, yanlarında birer adet ϕ 32'lik bulon gerekli görülmektedir. Bununla birlikte, düşmesi muhtemel blokların yer yer küçük boyutlu olduğu da göz önünde tutulduğunda büyük ve küçük file gözü genişliklerine sahip olan yüksek kapasiteli çelik ağların birlikte kullanımı ile her boyuttaki blok-molozların yola etkisi en aza indirilebilecektir.

- Yapılan detaylı analizler sonucunda teşkil edilecek bariyerin yüksekliği 6.0 m ve kapasitesi minimum 3.000 kJ olarak öngörülmüştür.

- Kaya düşme önleyici çelik ağ, bariyer ve benzer uygulamalardan ibaret olan iyileştirme önlemlerinin hesapları, uygulama detayları ve yerleri raporda açıklanmıştır.

- Bu çalışma kapsamında, kaya düşmeleri meydana gelen Meydancık Tüneli Giriş Portalı şevleri mevcut geometride Şev Temizliği, Bulonlarla Desteklenmiş Yüksek Kapasiteli Çelik Ağ ile şev yüzeylerinin kaplanması ve Kaya Bariyeri ile desteklenerek çalışılmış böylece şev stabilizasyonu oluşturularak trafik güvenliğinin sağlanması amaçlanmıştır.

KAYNAKLAR

KGM, 10.Bölge Müdürlüğü, Araştırma Başmühendisliği (2011). "Şavşat Ayrım - Meydancık İl Yolu, Km = 22+678 - 22+835 Meydancık Tüneli Girişi Portalı, Kaya Heyelanı Ön İnceleme Raporu

PETRA Müh. Müş. İnş. Ltd. Şti. (2008) "Şavşat Ayrım - Meydancık İl Yolu, Meydancık Tüneli (Km : 22+678 - 22+835) Jeolojik - Jeoteknik Etüt Kesin Proje Raporu"

KGM, Teknik Araştırma Dairesi Başkanlığı (2002). "Hopa - Sarp Devlet Yolu, Şev Stabilite Problemleri, Arazi İnceleme Raporu".

GEOMED (2002), "Hopa - Sarp Devlet Yolu, Şev Stabilite Problemleri ve İyileştirme Raporu".

U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration (1998). "Training Course in Geotechnical and Foundation Engineering, NHI Course, Module-5, Rock Slopes, Reference Manual", FHWA-HI-99-007.

U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration (1993). "NHI Course, Rockfall Hazard Mitigation Methods, Participant Workbook", FHWA-SA-93-085.

U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration (1993). "NHI Course, Rockfall Hazard Rating System, Participant's Manual", FHWA-SA-93-057.

AGOSTINI, R., MAZZALAI, P. & PAPETTI, A., (1988). "Hexagonal Wire Mesh for Rock-Fall and Slope Stabilization", Officine Maccaferri SPA, Bologna, Italy.

HOEK, E. (1995). "Rock Engineering, Course Notes", Balkema.

R.Schach, K. Garshol, A. M. Heltzen, (1979). "Rock Bolting, A Practical Handbook", Pergamon Press.

USACE, U.S. Army Corps Of Engineers, (1980). "Rock Reinforcement, Engineering Manual", EM-1110-1-2907.

TRB, Transportation Research Board, (1996). "Landslides Investigation and Mitigation", Special Report 247, National Research Council, Washington DC.

WSDOT, Washington State Department of Transportation, (2001). "Highway Design Manual".

CSDOT, California State Department of Transportation, (2001). "Special Provisions for Construction of State Highway in Monterey County Near Lucia at 0.2 km North of Big Creek Bridge".

TRB, Transportation Research Board, (2001). "Technical Activities Division, A2L05 Committee on Engineering Geology, Research Problem Statements", Washington DC.

ROCSCIENCE (2001). "Rockfall Simulation Software, Coefficient of Restitution Table", Toronto, Ontario, Canada.

T.C. Bayındırlık ve İskan Bakanlığı, Karayolları Genel Müdürlüğü, "NATM Uygulamalı Yeraltı Tünel İşleri Teknik Şartnamesi".

U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration (2011). "Context Sensitive Rock Slope Design Solutions", FHWA-CFL/TD-11-002.

U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration (2001). "Rockfall Catchment Area Design Guide", FHWA-OR-RD-02-04.

AASHTO (2003), American Association of State Highway and Transportation Officials, Standing Committee on Highways, "Recommended Procedures for the Testing of Rockfall Barriers", Prepared by : Jerry D. Higgins, Department of Geology & Geological Engineering, Colorado School of Mines, Golden, CO 80401

Üçüncü Boğaz Köprüsünde yapılan jeolojik – jeoteknik etüt çalışmaları *Geological and geotechnical ground studies for third Bosphorus Bridge*

A. Şirin, Ö. Satıcı

Karayolları Genel Müdürlüğü, Jeolojik Hizmetler Şubesi Müdürlüğü, Ankara

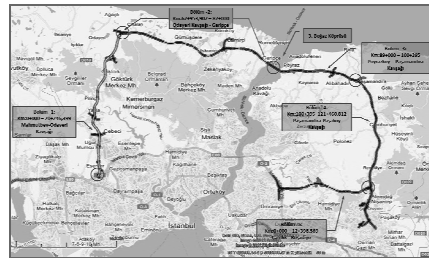
ÖZET: Kuzey Marmara Otoyolu ve 3. Boğaz Köprüsü Projesi Karayolları Genel Müdürlüğü tarafından projelendirilerek yapım çalışmalarına başlanılmıştır. Bu bildiri kapsamında Ülkemizin önemli projelerinden biri olarak tüm Dünyanın da takip ettiği 3. Boğaz Köprüsünün projelendirme aşamasında yapılan jeolojik-jeoteknik etüt çalışmaları, köprü ayak yerlerinde geçişlerinde temel jeolojik birimlerin düşey ve yanal değişimlerinin ortaya konulması, projelendirmeye esas zemin/kaya birimlerin jeoteknik dayanım parametrelerinin belirlenmesi, jeolojik birimlere ait ayrışma, dayanım, penetrasyon direnci, elastik özellikler, süreksizlik ve faylar gibi yapısal özellikler, yeraltı suyu koşulları gibi bir çok bilinmezleri içeren jeolojik değişkenlerin belirlenmesinde yapılan jeoteknik amaçlı sondaj çalışmaları, yerinde deneyler (in-situ tests) ve laboratuvar deneyleri büyük önem taşımaktadır. Bu çalışmalardan özellikle yerinde yapılan deneyler, örselenmiş ve örselenmemiş numune alımı, inklinometre, kuyu jeofiziği, kuyu dilatometresi, geçirgenlik testleri ve yeraltı suyu rasat çalışmaları, proje sahasının tasarıma esas jeolojik-jeoteknik modelinin ortaya konulmasında önemli veri sağlamaktadır. Bu çalışmalar kapsamında kuyu içi optik ölçümleri ve yapısal veri elde edilme yöntemi, kuyu içi jeofiziği (P-S Logging) ve dilatometre deneyleri ile kaya birimlerinin yerindeki elastik parametrelerinin tayininde yapılan ileri düzey kaya mekaniği ve temel araştırma metodlarıdır. Tüm bu çalışmalar sonrasında da köprü ayak kazıları, düşey shaftlarının ve ankraj bloğu bölgelerinin projelendirmeye esas jeoteknik parametreleri ortaya çıkarılmıştır.

ABSTRACT: Hence, North Marmara Highway and 3th Bosphorus Suspension Bridge Project in Istanbul, which projects were done by GDH and started to construction. This article is aimed to enlighten the geological and geotechnical survey studies which has been done during the design stage of the 3th Bosphorus Suspension Bridge. Accurate design requires to determine soil/rock design and strength parameters, strength and weathering degrees, penetration resistance, elastic properties of geologic units', discontinuities, faults, groundwater conditions, in-situ tests. In-situ tests, disturbance and undisturbance samples, inclinometer, well-logging geophysics, dilatometer, permeability and groundwater observation studies provide crucial data for design stage and reveal geological and geotechnical models of the project area. Well-logging geophysics (P-S logging), well optical measurements, structural data obtaining method, and dilatometer test can be assume as the advanced site investigation and rock mechanics methods. Structural geotechnical parameters, base design parameters of bridge towers and anchorage areas has revealed after the site investigations, which are explained above briefly.

1 GİRİŞ

1.1 Proje Tanıtımı

3.Boğaz Köprüsü Projesi, Kuzey Marmara Otoyolu kapsamında gerçekleştirilmekte olup projenin tamamı beş bölümden meydana gelmektedir. Projenin ana bölümleri ve kilometre uzunlukları Tablo-1.1'de verilmekte olup sahanın yer gösterim haritası ise Şekil-1.'de gösterilmiştir.



Şekil 1. Proje sahasının yer gösterim haritası

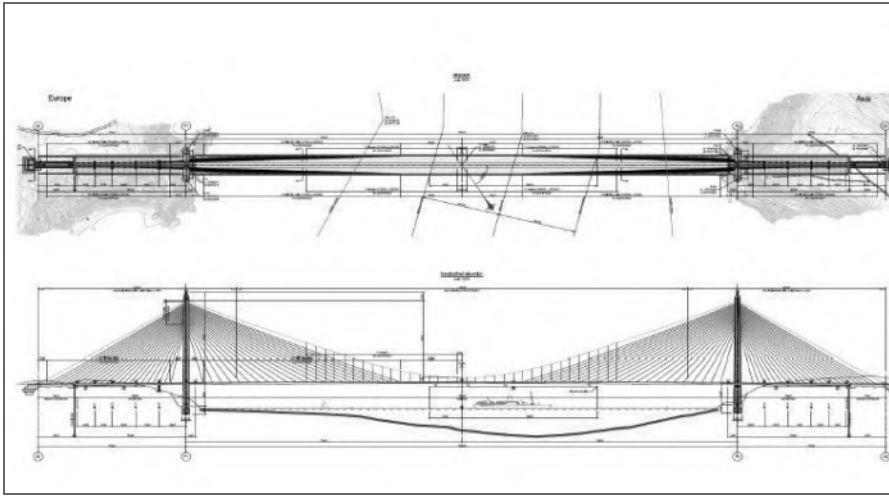
Bu bildiri kapsamında 3. Boğaz Köprüsüne ait detay bilgileri sunulacaktır.

1.2 Boğaz Köprüsü Teknik Özellikleri

3. Boğaz Köprüsü, 59 metrelik genişliğiyle dünyanın en geniş, 1 408 m'lik ana açıklığıyla üzerinde raylı sistem olan dünyanın en uzun, 320 metreyi aşan yüksekliğiyle de dünyanın en yüksek kulesine sahip asma köprüsü olacaktır (Şekil 2-3).

3.Boğaz Köprüsü, 59 metrelik platform genişliğiyle dünyanın en geniş, 1 408 m ana açıklığıyla üzerinde raylı sistem olan dünyanın en uzun, 320 metreyi aşan yüksekliğiyle de dünyanın

en yüksek kulesine sahip asma köprüsü (Çizelge 1-2) olacak olması projeye ait jeolojik-jeoteknik etüt çalışmaları ile kaya mekaniği çalışmalarını da özel kılmaktadır. Bu kapsamda yapılan jeolojik-jeoteknik araştırma çalışmaları da çok ileri düzey araştırmaları olarak literatürde yerini almaktadır. Bu çalışmalar kapsamında 2450 m temel sondajı, 295 adet yerinde kuyu dilatometresi deneyi, 3 adet presiyometre deneyi, 73 adet paker deneyi ve 1218 m kuyu içi akustik/optik kuyu görüntüleme ve kuyu içi jeofizik testleri (fullwavesonic P-S logging) gerçekleştirilmiştir.



Şekil 2. 3. Boğaz Köprüsü Proje Planı ve Profil Görünümü.

Çizelge1. Kuzey Marmara Otoyolu Güzergahı Kısım ve Kilometre Bilgileri.

Yaka	Bölüm	Kilometre Aralığı		Amaç
Avrupa	1	0+000 – 20+246,399	İstoç TEM – Odayeri	Bağlantı yolu
	2	62+953,902 – 87+000	Odayeri – Garipçe	Anayol
Asya	3	89+000 – 100+395	Poyrazköy – Paşamandıra	Anayol
	4	100+395 – 121+460,812	Paşamandıra – Paşaköy	Anayol
	5	0+000 – 12+398,569	Çamlık - Reşadiye	Bağlantı yolu

2 JEOLojİ

Proje sahasının yer aldığı İstanbul Boğazı civarı ve boyunca temel iki jeolojik gruptan oluşmaktadır. Birincisi, Paleozoyik-Mezozoyik yaşlı İstanbul Grubu olarak adlandırılan metamorfizmaya uğramamış kristalin taban kayalar, ikincisi ise Üst Kretase yaşlı Garipçe Formasyonu olarak adlandırılan volkanik kayalardır. Bu iki grup birbirinden doğu-batı yönelimli eski bindirme fayı

ile ayrılmaktadır. Boğaz hattı ve civarının jeolojisi birçok araştırmacı (Abdüsselamoğlu, Ş., 1963; Baykal, 1943; 1963; Kaya, 1978; Önal, 1988; Yurtsever, 1996; Keskin, vd., 2003; Özgül, 2005) tarafından çalışılmış olup güncel ve en detaylı jeolojik rapor Özgül vd. (2009) tarafından yayınlanmıştır.

Çizelge 2. 3. Boğaz Köprüsü Teknik Bilgileri.

Orta Açıklık : 1,408 m	Yan Açıklık;
Kenar Açıklıklar: 378 m + 378 m	Ana Kablo Çapı: 70 cm.
Toplam Uzunluk: 2,164 m	Ana Kablo Büklüm Sayısı: 122 adet
Kule Yüksekliği (Zeminden): 321,91 m (Avrupa), 317,91 m (Asya)	Büklüm İçindeki Tel Sayısı: 127 adet
Kule Yüksekliği (Tabliyeden): 255,41 m	Ana Kablo Mukavemeti: 1,770 Mpa
Tabliye Genişliği: 58,40 m (2x4 Otoyol + 2x1 Demiryolu)	Askı Kablo: 68 adet
Tabliye Yüksekliği: 5,5 m	Askı Kablo Mukavemeti: 1,440 Mpa
Kablo Sistemi: Hibrid (Gergin Eğik Askı + Asma)	Eğik Askı Kablo: 176 adet
Ana KabloOrta Açıklık;	Eğik Askı Mukavemeti: 1,860 Mpa
Ana Kablo Çapı : 68 cm.	Çelik Tabliye Segmenti: 56 adet
Ana Kablo Büklüm Sayısı : 113 adet	
Büklüm İçindeki Tel Sayısı : 127 adet	



Şekil 3. 3. Boğaz Köprüsü Tasarım Görünümü.

3. Boğaz Köprüsü hattı, volkanoklastik çökelleri ve içerikleri olan; hiyaloklastik, volkanik breş, epiklastik kumtaşı, moloz akması, (50 m kalınlığa kadar) içeren ayrıca lav akıntısı, dayk ve sil (Keskin vd. 2003) de bulunduran Üst kretase yaşlı Garipçe Formasyonu üzerinde bulunmaktadır. Aglomeranın matriksi dışında başka bir piroklastik çökel bulunmamaktadır. Garipçe Formasyonu, %98 aglomera % 1-2 lav (Keskin vd. 2003) içermektedir. Yukarıya doğru gidildikçe tabaka kalınlığı azalmakta ve tane boyu küçülmektedir.

2.1 Köprü Eksenli Stratigrafisi ve Kaya Birimleri

Proje sahasında yapılan jeolojik haritalamada karşılaşılan kaya birimleri ve proje alanındaki jeoteknik sondaj kuyuları, bileşim, morfoloji ve kaya kütleli yapısına göre 5 jeolojik birime ayrılmıştır.

Plaj Çökelleri [Qa]: Konsolide olmamış kum, dalga hareketi sonucu çökelmiştir. Birim ayrıca yukardaki şevlerden kaya düşmesi sonucu çapı 4m' ye kadar ulaşan bloklar da içermektedir. Yamaç

Molozu [Qym]: Genel olarak siltli killi matriksli, çakıl-blok birikimleri içermektedir. Çakıl ve blok birikimleri genel olarak yerel aglomera ve andezit birimlerinden türemiştir. Sondajlarda rastlanılmamasına rağmen, yamaç molozunun kalınlığı tahmini 5 m civarındadır. Yamaç molozu malzemeleri tipik olarak sarı, yeşil ve yeşilimsi gri renktedir. Ayrıca kaba-ince taneli, köşeli-yarı köşeli ve çakıl-blok birikimi olarak bulunmaktadır. Moloz aynı zamanda, genel olarak gevşek-orta sıkılıkta killi kum seviyeleri bulundurmaktadır.

Andezit-1 [Kand1]: Grimsi siyah-koyu gri (N2); masif; çok sağlam; taze-az ayrılmıştır. Bileşen olarak Andezit-1 birimi homojen olup ksenolit gözlenmemiştir. Birim, süreksizliklerin etkisiyle tipik beşgen şekilli kolonlar halinde ortaya çıkmaktadır. Süreksizlikler sıkı, fakat soğuma sebebiyle oluştuğu için devamlı değildir. Süreksizlik yüzeyleri az ayrılmış, ve demir oksit sıvası kaplıdır. Birimler sil ve dayk gibi sınırlı olarak çok az görünür.

Andezit-2 [Kand2]: Hafif mavimsi gri (5B 5/1)-koyu yeşilimsi gri (5G 5/1) ayrılmış kısımları zeytin yeşili (5Y 3/2); masif; sağlam-çok sağlam; az ayrılmış- orta derecede ayrılmıştır (Ek A-8 ve A-10A). Klastların matriklere oranı < 50% olup fakat bazı yerlerde daha yüksek oranlara ulaşır. Süreksizlikler geniş aralıklı, dalgalı-düzlemseldir. Taze yüzelerde süreksizlikler az görülmektedir. Çatlaklar az-orta derecede ayrılmış, demir oksit sıvalı ve bazen mineralleşme göstermektedir. Bazı ana süreksizliklerde kuvars dolgusu bulunmaktadır. Andezit-2 birimi yüzeyde bulunmamaktadır. Sahada, kazı çalışmaları ile ortaya çıkmıştır.

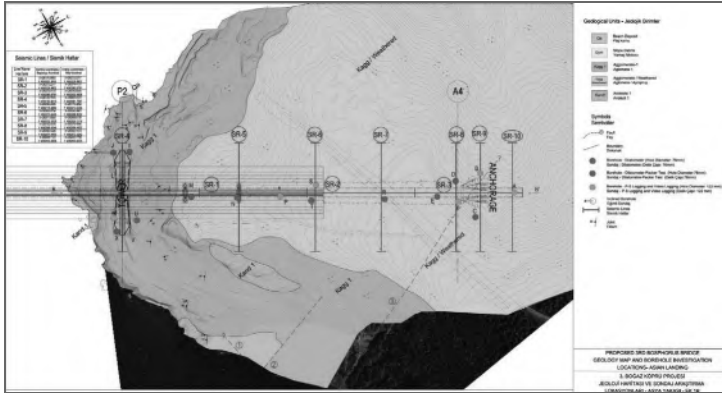
Aglomera-1 [Kagg1] (Koyu yeşil): Zeytin yeşili gri (5Y 3/2) – grimsi zeytin yeşili (5GY 3/2), ayrılmış kısımları soluk yeşil (10Y 6/2); masif, orta derecede sağlam, mostralari az ayrılmış. Klastların matrikse oranı genel olarak 80-85% dir. Klastlar yarı yuvarlak, 5-30 cm çapında bazende 2m çapında bulunmaktadır. Klastlar genel olarak andezit içeriklidir fakat farklı olanlarda görülmüştür. Kaya yüzleklerinin yaklaşık 15 cm, matriks kısımları erozyona uğramış ve daha sağlam klastlar daha belirgin olarak ortaya çıkmıştır. Ortaya çıkan yüzeyler yosun kaplıdır ve açık gri bir renk sunmaktadır. Süreksizlikler çok açık ve dalgalıdır, klastların etrafında bulunmaktadır. Çoğu süreksizlik yüzeyi az-orta derecede ayrılmış ve demir oksit sıvalıdır. Bazı ana süreksizlikler kuvars dolguludur. Andezit, Aglomera-1' in altında bulunmaktadır.

Aglomera/Ayrılmış [Kagg/Ayrılmış]: Açık yeşilimsi gri ve koyu sarımsı turuncu renkte, aşırı

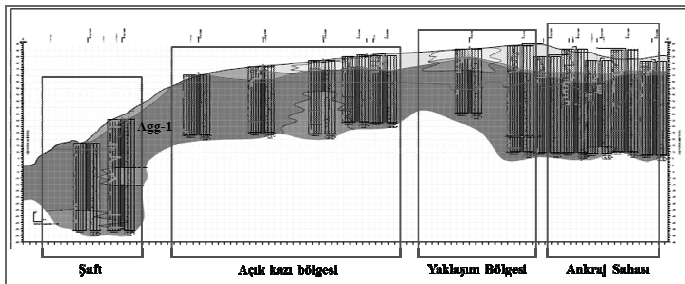
derecede zayıf-çok zayıf, tamamen-orta derecede ayrılmış birim, tepe üstlerindeki düz morfolojilerde ve drenaj hatları boyunca görülmüştür. Bu birim tamamen Aglomera-1 den türemiştir ve tamamen-orta derecede ayrılmıştır. Aglomera 2 [Kagg2] (Açık yeşil): Koyu sarı yeşil (5GY 5/2) açık yeşilimsi kahverengi, masif, orta derecede sağlam; orta derecede-çok ayrılmış. Su kaya yüzeyinden çok rahat bir şekilde emilmektedir ve klastların matrikse oranı klastların daha çok olduğu yerlerde 75-80% e kadar ulaşmaktadır. Klastlar genel olarak 10-15 cm çapındadır yer yer 1,5 m ye kadar çıkmaktadırlar ve andezit baskındır. Aglomera 1' den dikkate çeken farkı, hava ile temas eden mostralara kolaylıkla ayrıştığı, aşınarak drenaj hatları oluşturduğu görülür. Süreksizlikler geniş aralıklı ve dalgalıdır. Çoğu süreksizlik yüzeyi çok-orta derecede ayrılmış ve demir oksit sıvalıdır. Bazı ana süreksizlikler kuvars dolguludur. Proje sahasında yapılan yüzey jeolojisi, jeolojik haritalama ve jeoteknik amaçlı sondaj çalışmaları ile jeofizik veri destekli oluşturulan jeolojik harita ve kesitler Şekil 4-7 de verilmektedir.

2.2 Yapısal Jeoloji

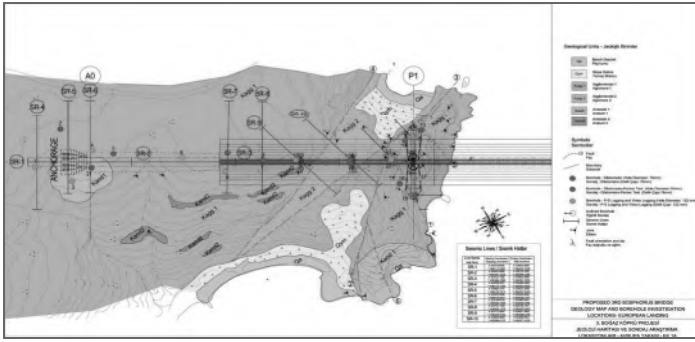
Proje sahası tektonik olarak Avrasya plakasında ve Kuzey Anadolu Fayına (KAF) yakındır. Avrasya plakası çok az veya hiç deformasyon geçirmemiştir. Fakat KAF tarafından üretilen depremlerden yoğun olarak sallanma potansiyeline sahiptir. Bilindiği üzere KAF, Anadolu plakasıyla Avrasya plakasını ayıran, 1600 km uzunluğunda, yaklaşık 23mm/yıl kaymaya sahip olan sağ yanal transform faydır. Marmara Denizi civarında KAF birçok kollara ayrılarak geniş bir deformasyon zonu oluşturmaktadır. KAF en güncel ürettiği depremler 17 Ağustos 1999' da Ms-7.4 olan İzmit depremi, Gökya ve İzmit körfezinin doğusunda yüzey kırığı oluşturmuştur. 1912'de Marmara denizinin batı hattı boyunca Saros körfezinden Gaziköy'e kadar 65 kilometrelik yüzey kırığı oluşmuştur (Armijo vd., 2005; Aksoy vd., 2010). Bu iki yüzey kırığı oluşturan olayın arasında sismik bir boşluk vardır. Bu boşluk, proje alanının yaklaşık 50 km güneyinde yer almaktadır ve bu fay segmanı M>7 deprem oluşturma potansiyeline sahiptir (Barka vd., 2002).



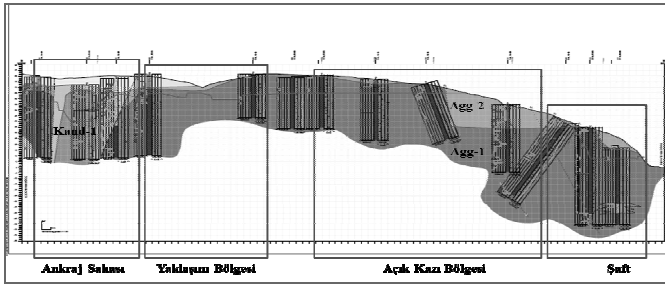
Şekil 4. 3. Boğaz Köprüsü Asya Yakası Jeoloji Haritası ve Sondaj-Jeofizik Araştırma Yerleri.



Şekil 5. 3. Boğaz Köprüsü Asya Yakası Jeolojik-Jeoteknik Profili.



Şekil 6. 3. Boğaz Köprüsü Avrupa Yakası Jeoloji Haritası ve Sondaj-Jeofizik Araştırma Yerleri.



Şekil 7. 3. Boğaz Köprüsü Avrupa Yakası Jeolojik-Jeoteknik Profili

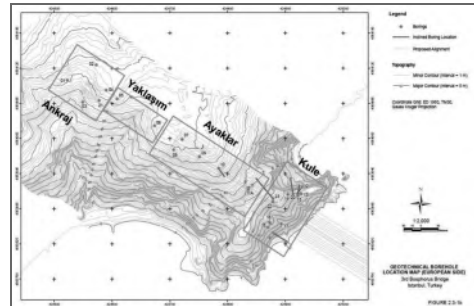
3 PROJE SAHASINDA YAPILAN JEOTEKNİK AMAÇLI ÇALIŞMALAR

Üçüncü Boğaz Köprüsü'nün her iki yakası için yapılan jeoteknik etütler, saha tanımlanması ve temel türü seçilebilmesi adına sayısal veriler sağlamak amaçlıdır. Bu çalışmalar kapsamında yüzey jeolojisi ve mühendislik jeolojisi çalışmaları, jeoteknik amaçlı sondaj çalışmaları (düşey ve eğimli), yerinde deneyler, statik durumdaki kaya kütle dayanım özelliklerinin tespiti için dilatometre deneyi ve geçirgenlik özelliklerinin ortaya koyulması amaçlı da basınçlı su deneyleri, kuyularda yönlendirilmiş kuyu içi görüntüleme ve jeofizik araştırmalar (yüzey jeofiziği ve kuyu jeofiziği P-S dalga hızı ölçümü) yapılmıştır. Kuyu lokasyonları Şekil-8 ve Şekil-9' de gösterilmiştir.

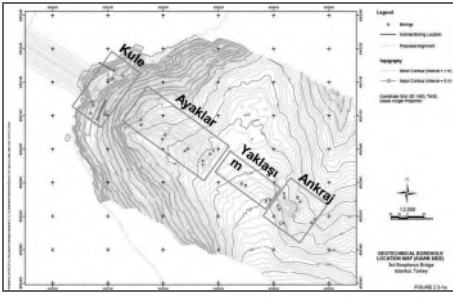
3.1 Yüzey Jeolojisi Çalışmaları

Yüzey jeolojisi çalışmalarının temelinde proje sahasının jeolojik haritalama ve mühendislik jeolojisi çalışmaları şeklinde gerçekleştirilmiştir. Bu kapsamda yapılan çalışmalarda genel olarak ana birimlerin bölgesel haritalaması, yüzeydeki ayrışma ve dayanım özelliklerinin ortaya

koyulması, mühendislik jeolojisi verilerinin (çatlak, tabaka, fay gibi süreksizliklerin tespiti, süreksizlik özellikleri) her yapı temeli bölgesi için (kule, ankraj bölgeleri) ortaya koyulmuştur. Süreksizlik özelliklerinin tespitine yönelik yapılan çalışmalarda çatlak eğim ve eğim yönü ölçümleri, fay yapıları, kaya süreksizlikleri, tabakaları ve yenilme düzlemleri üzerinde yapılan çalışmalarda Asya yakasında 237 adet, Avrupa yakasında 169 adet veri elde edilmiştir.



Şekil 8. Avrupa Yakası Jeoteknik Sondaj Yerleşim Haritası



Şekil 9. Asya Yakası Jeoteknik Sondaj Yerleşim Haritası.

3.2 Jeoteknik Sondaj Kuyuları

Proje sahasında yapıla jeoteknik amaçlı sondaj çalışmaları, derinlikleri 15.5 ile 92.6 metre arasında değişen 36 adet düşey ve derinlikleri 52.3 ile 109.3 metre arasında değişen 7 adet eğimli kuyu delgisi gerçekleştirilmiştir (Şekil 10-11). Kuyularda, karot alınmasının yanı sıra kuyu jeofiziği ve çeşitli arazi deneyleri de yürütülmüştür.

Kayaçların Tek Eksenli Basınç Dayanımının elde edilmesi amacıyla 3 metre de bir seçilen numuneler üzerinde Nokta Yükleme deneyleri gerçekleştirilmiştir (Çizelge 3-4).



Şekil 10: Avrupa Yakası Kuzey Şaft Bölgesi



Şekil 11: PQ Çaplı Karot Sandığı

Çizelge 3. Avrupa Yakasında Yapılan Jeoteknik Sondaj ve Yerinde Deneyler Özet Bilgileri.

Avrupa Yakası						
Sondaj Tipi	Sondaj Sayısı	Toplam Sondaj Derinliği	Dilatometre Testi	Pressiometre Testi	Packer Testi	Akustik/Optik Kuyu Görüntüleme ve Fullwavesonic (P ve S hız) - Kaliper
Sondaj, 66mm	11 adet (1 adet eğimli)	723,45 m	138	3	37	-
Sondaj, 122mm	13 adet (4 adet eğimli)	884,00 m	-	-	-	786,6 m

Çizelge 4. Asya Yakasında Yapılan Jeoteknik Sondaj ve Yerinde Deneyler Özet Bilgileri.

Asya Yakası						
Sondaj Tipi	Sondaj Sayısı	Toplam Sondaj Derinliği	Dilatometre Testi	Pressiometre Testi	Packer Testi	Akustik/Optik Kuyu Görüntüleme ve Fullwavesonic (P ve S hız) - Kaliper
Sondaj, 66mm	11 adet (1 adet eğimli)	782,35 m	157	-	36	-
Sondaj, 122mm	8 adet (1 adet eğimli)	554,45 m	-	-	-	421,56 m

3.3 Akustik Kuyu Görüntüleyici

Kuyu duvarının 360 derece görüntülerinin alınması için akustik görüntüleme, Asyayakasında; A, B, F, L, P, S, V ve W kuyularında Avrupa yakasında ise; 1, 3, 4, 6, 8, 10, 12,15, 17, 18, 20, 22 ve 23 nolu kuyularda uygulanmıştır. Akustik kuyu görüntüleyici (acousticboreholeimager [ABI]) kuyu duvarını tarayan dönel ultrasonic alıcı/verici bir cihazdır. Bucihazınprobu, kuyulardaki sapmaları belgelemek için 3 eksenli mıknatıs ölçer(magnetometer) ve 3 eksenli ivmeölçerlerden (accelerometer) oluşur.ABI'nin en önemli kısmı ultrasonic alıcı/verici kafasıdır. Bu kafa saniyede 10 deviryapmakta ve yaklaşık 1 MHz.lik bir sinyal göndermektedir.

Prob yansıyan sinyalinamplitudünü (genliğini) ve süresini kaydetmektedir. Amplitüdeki değişimler, farklıstratigrafi/formasyonların ve/veya kaya kalitesinin (masiften çok çatlaklı duruma) akustikempedanslarını (dirençlerini) temsil eder. Sinyalin yansıma süresi sinyal hızı ve kuyu çapınagöre farklılık gösterebilir. Probu aşağı indirilmesi sırasında, kuyu duvarı spiral olarak taranırve bu veriler kaydedilir. Bu veriler işlemci yazılım tarafından dönmemiş ve yönlendirilmiş birşekilde görüntü haline getirilmektedir. ABI sadece sıvı dolu kuyularda çalışmaktadır. ABI'ninsondaj çamurunda veri alabilme, optic

görüntüleme özelliği yoktur. Eğer sondaj sıvının hızı biliniyorsa da ölçülüyorsa yüksek çözünürlüklü ve hassas 360 derecelik bir kuyu caliper ölçümü üretilebilir ve sonraki saha analizleri için kullanır.

3.3 Optik Kuyu Görüntüleyici

Optik Kuyu Görüntüleyici (Optical Borehole Imager [OBI]) kullanılarak Şekil 12-14), kuyu duvarının derinlik boyunca 360 derece görüntüsünün alındığı kuyular Asya yakasında; A, L, P, S ve W nolu kuyular, Avrupa yakasında ise; 8, 10, 12, 15, 18, 20, 22 ve 23 nolu kuyulardır. OBI cihazının orta kısmında eksenel bir kamera-ayna sistemi bulunmaktadır ve bu sistem ile kuyu duvarının yatay halkalar olarak kuyu tabanına kadar bölgesel olarak kesitini kaydetmektedir. Aydınlatma beyaz LED lambalar ile sağlanmaktadır. OBI kuyu duvarının gerçek renklerinin olduğu görüntüleri vermektedir. Sistem, net bir görüşe ihtiyaç duyduğundan dolayı kuyu içinde akışkan olarak temiz su veya hava olmalıdır.

3.5 Full Wave Sonik Log

Full Wave Sonic Loglama (FWSL), P ve S dalga hızlarının derinliğe göre değişimleri elde etmek için büyük çaplı kuyularda yapılmıştır. Sonik cihaz, 15 - 20 kHz e kadar sinyal yollayan bir verici içerir ve bu şekilde kuyu suyu içinde sıkışma P dalgası oluşturur. P dalgası ışınal olarak her yöne gidecek şekilde vericiden çıkar ve kuyu duvarına çarpar. Enerjilerin bazıları kuyu duvarı boyunca "P" dalgası olarak yayılırken bazıları, makaslama "S" dalgasına dönüşürler. Bu dalgalar basit dalgalar oluşturarak kritik kırılma açısıyla geri yayılırlar ve belli uzaklıkta alet üzerine yerleştirilmiş alıcılara çarparlar.



Şekil 12. Akustik/Optik Kuyu içi Kamerası

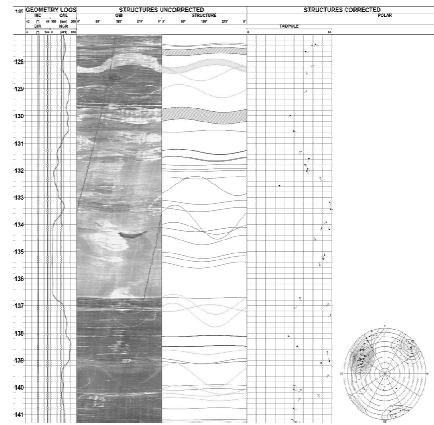
Basit sonic araçlar sadece gelen P dalgalarının sadece ilk kırılmalarını okuyabilmektedirler, fakat



Şekil 13. Fullwavesonic Prob

full wave araçlar belli bir zaman periyodu içindeki tüm dalgaları kaydederler. Dalga varış zaman farklılıkları ve geometrilerinden kayaların P ve S dalga hızları hesaplanabilir.

Wireline Logging Solutions - Optical Borehole Imager (OBI) Oriented Measurement & Classification of Geological Planes



Şekil 14. Kuyu içi görüntüleme, yönlendirilmiş ölçüm ve jeolojik düzlemsel yapıların sınıflandırılması.

3.4 Dilatometre Testi

Dilatometre testi küçük çaplı kuyularda, kuyu eksenı boyunca kule bölgesinde yaklaşık her 3 metrede, diğer bölgelerde ise her 5 metrede bir uygulanmıştır. Dilatometrenin öncelikli amacı;

çatlaklı, ayrılmış kaya, zayıflık zonların ve sağlam kayaların da gerilme/deformasyon karakteristik özelliklerini tespit etmektir. Dilatometre testi Asya yakasında; mC, D, E, I, J, M, N, R, T, U ve X kuyularında, Avrupa yakasında ise; 2, 5, 7, 9, 11, 11A, 13, 14, 16, 19 ve 21 nolu kuyularda yapılmıştır.

Yumuşak ve orta sertlikte kayaların yerinde elastik modülünün tahmini için Probe x dilatometrenin yanal genişleyen probu kullanılmıştır. Probexle yapılan testler 30,000 kPa basınca kadar çıkabilmektedir. Prob hidrolik yağ ile şişirilir. Deformasyon okumaları ikiz pistonlardaki değişimlere göre elde edilir. Deformasyon, dilatometre probunun toplam hacmindeki değişimin ölçülmesiyle hesaplanır. Bu deneyin avantajı, çok parçalı zonlar dahil, kaya kütlesi karakteristik özelliklerinin yerinde belirlenebilmesidir. Laboratuvar testleri genellikle süreksizliklerden arınmış karot (intact core) gibi daha yüksek kaliteli (sağlam) malzemelerde yapılabilmektedir. Toplam 298 tane dilatometre testi yapılmış olup 30 MPa'ya göre elastik modül hesaplanmıştır.

3.7 Hidrolik İletkenlik Testi

Çift lastikli paker testi seçilen bazı kuyularda uygulanmıştır. Testin amacı, kazı sırasında yeraltı suyu beklenen yerlerde kayanın hidrolik özelliklerinin belirlenmesidir. Çift lastikli paker testi, Asya yakasında; C, D, E, I, J, M ve X kuyularında, Avrupa yakasında ise; 2, 5, 11, 13, 16 ve 21 kuyularında, daha önce belirlenen derinliklerde yapılmıştır. Toplam 75 tane çift lastikli paker testi yapılmıştır. Kayanın hidrolik iletkenlik katsayıları 7.85E-04 cm/sn ile 6.94E-06 cm/sn arasında değişmektedir.

3.8 Yeraltı Suyu Ölçümleri

Kuyuların delgisinin bitmesinin ardından, perfore edilmiş PVC muhafaza boruları kuyulara indirilmiştir. Kuyular basınçlı hava kompresörü yardımıyla, kuyulardaki su boşaltılmış ve yükselen yeni su seviyeleri ölçülmüştür.

3.9 Nokta Yükleme Deneyi

Kaya numunelerinin serbest basınç dayanımını belirleyebilmek için çalışma sahasında kurulmuş olan laboratuvar içinde nokta yükleme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Bu deneyler, ISRM (1985) çerçevesinde önerilen yöntemlere uygun olarak yapılmıştır. Nokta yükleme deneyleri, düzenli

olarak her kuyuda, yaklaşık 3 metre aralıklarla alınmış numuneler üzerinde yapılmıştır (Şekil 15).



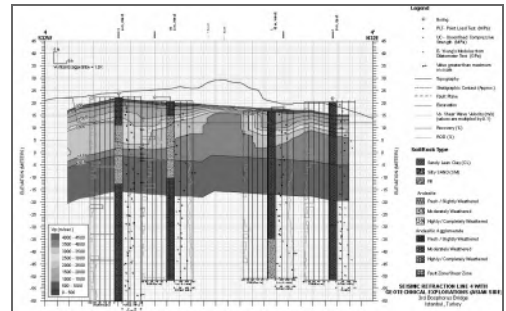
Şekil 15. Sahada Nokta Yükleme Deneyi

3.10 Yüzey Jeofiziği Çalışmaları

Karada yapılan jeofizik arazi çalışmaları, yeraltı tabaka görüntüleme ve derin yarmaların gerektiği alanlarda P-dalga hızını ölçmek için sismik kırılma ölçümlerini kapsamaktadır (Şekil 16). Jeofizik araştırmalar, köprünün Asya ve Avrupa yakasında yürütülmüş ve her yakada 10 hat olmak üzere toplam 20 serim sismik kırılma ölçümleri alınmıştır. Sismik Kırılma ölçümlerinin ana hedefi, planlanan önemli kazı bölgelerinde yeraltı malzemelerinin sıkışma-dalga hızlarının ölçülmesidir. Yapılan ölçümler mekanik amaçlı sondajlarla karşılaştırma ve derinlerdeki jeolojik profilin ortaya çıkarılması amaçlanmıştır.

3.11 Laboratuvar Deneyleri

Proje sahasının temel kotları ve temel dizaynlarında kullanılacak kaya parametrelerinin ortaya konulması amaçlı "Tek Eksenli Basınç Deneyi, Young Modülü ve Poisson oranı ölçümlerinin yer aldığı Tek Eksenli Basınç Deneyi, Üç Eksenli Basınç Deneyi, Çatlaklar üzerinde yapılan Direkt Kesme Deneyi" çalışmaları gerçekleştirilmiştir.



Şekil 16. Kuyu jeofiziği sismik kırılma kesiti örneği.

4 KAYAÇLARIN MÜHENDİSLİK ÖZELLİKLERİNİN TESPİTİ

Proje sahasında yapılan tüm bu çalışmalar sonrasında sondaj kuyularında karşılaşılan kaya birimlerinin mühendislik özelliklerini, seçilen karot numunelerinin ve kaya kütlelerinin fiziksel-mekaniksel ölçümlerini kapsar. Kaya kütlesi özelliklerinin araştırılması; RQD, P ve S dalga hızlarını, Dilatometre deneylerini, Kesme mukavemet deneylerini (tek eksenli basınç dayanımı, üç eksenli basınç ve direkt kesme deneyleri), Nokta yükleme deneyini, Young modülünü, Poisson oranını içermektedir.

4.1 Kaya Kütleli Tanımlaması (RQD)

Asya yakasındaki her temel bölgesine ait, sondaj kuyularından ölçülen RQD değerlerinin kot ile değişimini gösteren grafikler Şekil 12'de sunulmuştur. Projeye alakalı Jeoteknik Araştırma Sondaj-Jeofizik Raporunda (Fugro 2012b) yer alan A ile W arasındaki sondaj kuyularının logları, RQD değerlerinin ayrışma oranıyla, kaya türüyle ve andezit ve andezitik aglomera birimlerinin içindeki çatlak sayısı ile bağdaştığını ortaya koymaktadır.

4.2 Birincil (P) ve Kesme (S) Dalga Hızları

Asya ve Avrupa yakasındaki kuyuların büyük bir bölümünde kaya birimlerinin P ve S-dalga hızları sırasıyla Vp ve Vs), "Full Wave Sonic" yöntemi ile ölçülmüştür. Ölçülen dalga hızlarının kota göre değişim grafikleri çizilmiş ve Şekil 13'de gösterilmiştir. Asya yakasındaki S dalga hızları genelde 1800 ile 3000 m/sn arasında değişmektedir, P dalga hızları ise genelde 3400 ile 5200 arasında değişiklik göstermektedir. Çizelge-5a ve b birincil ve kesme dalga hızlarının dağılımını özetlemektedir.

Çizelge-5a: Birincil ve Kesme Dalga Hızları Özeti (Asya Yakası)

Yer	Vs aralığı (m/sn)		Vs (ort.)	Vp aralığı (m/sn)		Vp (ort.)
	D	Y		D	Y	
Kule	2200	2800	2500	4000	5200	4600
Yaklaşım	2000	2500	2200	3600	4500	4000
Ankraj	1800	2500	2100	3300	4500	3900

Çizelge-5b: Sıkışma ve Kesme Dalga Hızları Özeti (Avrupa Yakası)

Yer	Vs aralığı (m/sn)		Vs (ort.)	Vp aralığı (m/sn)		Vp (ort.)
	D	Y		D	Y	
Kule	1700	2100	1900	3200	4100	3600
Ayaklar	2300	2700	2400	4200	5100	4600
Yaklaşım	2700			5000		
Ankraj	1900	2800	2200	3800	5400	4600

Kuyucu ölçümlerinin sadece kuyu duvarlarının yıkılmadığı kısımlarda yapılabildiğini göz ardı etmemek gereklidir, dolayısıyla, sondajların büyük bir bölümünde, özellikle de ayrışmış Aglomera birimlerinde bu hızları ölçme olanağı yoktur.

4.3 Birim Ağırlık

Laboratuvar dayanım deneyleri programının bir parçası olarak, Asya yakasındaki sondajlardan elde edilen seçilmiş karot numunelerinin birim ağırlıkları ölçülmüştür. Ölçülen birim ağırlık verileri genel olarak dar bir aralıkta yer almaktadır. Köprü ayağının yapılması planlanan lokasyondaki birim ağırlık yaklaşık 24 kN/m³ olarak hesaplanmıştır.

4.4 Kaya Mukavemeti

4.4.1 Masif (Intact) Kaya Mukavemeti

Köprü ayaklarının, yapılması planlanan veya alternatif lokasyonları için yapılan ana kaya mukavemeti deney programı, arazide yapılan nokta yükleme deneyi (PLT) ve laboratuvar deneylerini içermektedir. Laboratuvar deneyleri çerçevesinde; tek eksenli basınç, üç eksenli basınç ve direkt kesme deneyleri yapılmıştır. Genel olarak PLT, tek eksenli basınç ve üç eksenli basınç deneyleri, masif (intact) kaya mukavemetini değerlendirmek üzere yapılmıştır. Öte yandan, direkt kesme deneyi ise süreksizlikler (kırıklar ve çatlak yüzeyleri) boyunca olan kesme mukavemetini değerlendirmek için gerçekleştirilmiştir.

Tek Eksenli Basınç Dayanımı (UCS): Kaya numunelerinin tek eksenli basınç dayanımını belirleyebilmek için; çalışma sahası içinde bir dizi nokta yükleme deneyi gerçekleştirilmiştir. Bu deneyler, ISRM (1985) çerçevesinde önerilen yöntemlere uygun olarak yapılmıştır. Nokta yükleme deneyleri, düzenli olarak her kuyuda, yaklaşık 3 metre aralıklarla alınmış numuneler üzerinde yapılmıştır. Nokta yükleme deneyine tabi tutulan numunelerin tek eksenli basınç dayanımları, Goodman (1980)'de önerildiği gibi,

PLT indeksinin (I) 24 ile çarpılması sonucu hesaplanmıştır. Ana kayalardaki, tek eksenli basınç deneyleri (UCS) ASTM D2938'e bağlı kalarak gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 6a. Tek eksenli basınç Dayanım (UCS) Sonuçları (Asya Yakası)

Yer	UCS aralıkları (MPa)		
	Düşük	Yüksek	Orta
Kule	15	60	40
Ayaklar	20	60	40
Yaklaşım	20	50	35
Ankraj	10	50	30

Çizelge 6b. Tek eksenli basınç Dayanım (UCS) Sonuçları (Avrupa Yakası)

Location	UCS Aralıkları (MPa)		
	D	Y	O
Kule	8	60	25
Ayak 1, +38m kotu üzeri	2	7	5
Ayak 1, +38m kotu altı	8	40	20
Ayak 2, 3, 4	20	70	45
Yaklaşım kısmı	20	70	45
Ankraj – Orta derecede ayrılmış / Dar aralıklı çatlaklı	5	14	8
Ankraj – Aglomera	10	70	30
Ankraj – Andezit	5	70	40

D: Düşük, Y:Yüksek, O:Orta

Üç Eksenli Basınç Deneyleri: Kayaların kesme mukavemetlerini değerlendirebilmek amacıyla 13 adet çok aşamalı Üç Eksenli Basınç ve Brezilya Çekme deneyi gerçekleştirilmiştir. Çok aşamalı üç eksenli basınç deneyleri ASTM D7012-10' a bağlı kalınarak yürütülmüştür. Kesme mukavemeti parametreleri; İç sürtünme açısı (ϕ) 29 ile 42 derece, Kohezyon (C) 6 ile 22 MPa arasındadır.

4.4.2 Çatlaklar Boyunca Oluşan Mukavemet

Direkt Kesme Deneyleri: Asya yakasında, seçilen sondajlardan alınan 8 kayanumunesi üzerinde direkt kesme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Bu deneyler doğal çatlak yüzeylerine uygulanmıştır (numune mevcut çatlakları veya kırıkları boyunca kesilmiştir). Genel olarak, her numune üzerinde üç aşamalı deneylerden bir tane gerçekleştirilmiştir. Hesaplanan normal gerilmeler 0,2 MPa ile 1,7 MPa arasında dağılım göstermektedir. Doğal çatlaklar üzerinde yapılan deney sonucunda;

İçsel sürtünme açıları (ϕ) 20-38 derece, kohezyon (C) 50 ile 300 kPa arasındadır (1-ileri yönlü, 2-geri yönlü kesmedir).

Çizelge 7a. Üç Eksenli Basınç Deneyleri Sonuçları (Asya Yakası)

Sondaj No	Derinlik (m)	Kohezyon c (MPa)	Sürtünme Açısı ϕ (derece)	Çekme Gerilmesi σ_t (MPa)
A	14.0	8	42	3.2
B	47.3	9	32	2.1
C	70.3	5	33	3.2
D	37.8	5.5	40	3.2
I	27.5	22	40	7.3
J	20.3	18	37	2.3
L	19.0	11	40	2.7
N	20.0	17	35	3.4
T	34.5	17	35	4.1
U	24.3	13	36	2.4
V	50.0	14	32	3.3
W	36.6	14	29	1.5
X	52.4	12	34	4.0

Çizelge 7b. Üç Eksenli Basınç Deneyleri Sonuçları (Avrupa Yakası)

Sondaj No	Derinlik (m)	Kohezyon c (MPa)	Sürtünme Açısı ϕ (derece)	Çekme Gerilmesi σ_t (MPa)
2	68.5	8	39	1.62
3	62.0	10	32	1.72
4	65.9	14	26	3.45
12	33.2	12	34	4.12
13	36.8	13	24	1.6
16	60.0	10	18	2.07
17	61.9	9.5	24	1.45
18	37.7	10	32	2.17
19	35.7	11	26	3.45
21	51.5	10	24	2.16

Çizelge 8a: Direkt Kesme Deneyi Sonuçları (Asya Yakası)

Sondaj No	Derinlik (m)	Kohezyon c (kPa)	Sürtünme Açısı ϕ (derece)
A	22.8	162	28
B	28.5	141	20
B	33.0	76	25
E	26.7	194	31
I	12.4	47	38
J	25.0	61	29
L	38.6	151	36
U	38.6	313	31

Çizelge 8b. Direkt Kesme Deneyi Sonuçları (Avrupa Yakası)

Sondaj No	Derinlik (m)	Kohezyon c (kPa)	Sürtünme Açısı ϕ (derece)
1	23.5	39 ¹	38 ¹
		0 ²	52 ²
2	37.7	212	46
3	26.0	73 ¹	35 ¹
		85 ²	21 ²
4	33.4	0	48
5	46.3	224	36
13	59.7	226	44
16	33.9	7	36
17	23.9	76	31
18	46.2	2	46
20	83.8	0 ¹	39 ¹
		29 ²	35 ²
21	44.7	0	49
22	42.4	46	26
23	59.7	0 ¹	45 ¹
		353 ²	41 ²

4.4.3 Masif (Intact) Kaya, Kaya Kütlesi ve Young Modülü

Temel tasarımı sırasında kaya kütlesi mukavemetinin tahmin edilebilmesi için kullanılan Young modülü değerleri, dilatometre deneyleri sonucunda elde edilmiştir. Masif (intact) kayalardaki Young modülü değerleri, seçilen kaya numunelerinde laboratuvar ortamında yapılan tek eksenli basınç deneyleri sonucunda elde edilmiştir. Birincil (P) ve kesme (S) dalga hızı ölçümü verileri, kayanın birim hacim ağırlığı, kesme dalga hızı ve poisson oranının bir fonksiyonu olan, dinamik elastik modüllerini türetmek için kullanılmıştır. Poisson oranı P ve S dalga hızlarından direkt olarak hesaplanmıştır. Hesaplamalar esnasında birim ağırlık olarak ortalama bir değer olan 24 kN/m³ kullanılmıştır.

4.4.4 Poisson Oranı

Ana kayalar için hesaplanan Poisson oranları ASTM D3148 ile anlatılan yöntemler çerçevesinde ölçülmüştür. Poisson oranı değerleri, laboratuvar daireysel gerilmelerin düşey gerilmelere verdiği tepkilerin ölçülmesi ve ardından daireysel gerilmelerin eksenel gerilmelere olan oranının hesaplanmasıyla bulunmaktadır. Poisson oranı değerleri 0.15 ile 0.33 arasında değişmektedir.

5. KAYA KÜTLESİ ÖZELLİKLERİ

5.1 Dayanım Parametreleri

Şev stabilitesi ve temel hesapları, arazideki kaya kütlesinin kayma mukavemeti, deformasyon modülü ve çekme kapasitelerinin hesaplamalarını gerektirmektedir. Arazide yapılan kaya kütlesi mukavemeti ve modülü hesaplamaları Hoek-Brown kriterlerini (Hoek et al.,2002) kullanarak oluşturulmuştur. Ampirik bir yaklaşım kullanılarak yapılan bu hesaplamalar çizgisel olmayan kayma mukavemeti zarflarını elde etmek amaçlıdır. Hoek-Brown kriterleri diğer köprü şantiyelerinde de kaya kütlesi koşullarını değerlendirmek için kullanılmıştır ve arazideki kayaların mühendislik amaçlarına uygun olarak karakterize edilmesine yönelik kabul gören bir yöntemdir (Zang and Einstein, 1998; Hoek, 2000; Wyllie, 1992).

Çizelge 9c. Temel için Hesaplanmış Kaya Kütle Mukavemet Değerleri (Asya Yakası)

Yer	Kohezyon (MPa)			Sürtünme Açısı (Derece)		
	D	Y	O	D	Y	O
Kule	0.69	3.26	2.00	30	33	31
Ayaklar	0.90	3.25	1.98	29	33	31
Yaklaşım	0.90	2.71	1.73	29	33	31
Ankraj +72m kotunun altı	0.45	2.71	1.49	29	33	31

D: Düşük, Y:Yüksek, O:Orta

Çizelge 9a. Kaya Kütlesi Sınıflandırması Girdileri (Asya Yakası)

Yer	GSI			m _i	*Örs. Fak.	Masif (Intact) Kaya Modülü, E _i (GPa)			Tek Eksenli Basınç Mukavemeti q _n (MPa)		
	Düşük	Yüksek	Orta			Düşük	Yüksek	Orta	Düşük	Yüksek	Orta
Kule	41	51	46	18	0.3	5	27	15	15	60	40
Ayaklar	46	56	51	18	0.5	8	25	15	20	60	40
Yaklaşım	46	56	51	18	0.5	3	7	5	20	50	35
Ankraj (El.+72m aşağısı)	46	56	51	18	0.5	3	33	10	10	50	30
Ankraj (El.+72m yukarısı)	37			12	0.4	2			3		

*Örselenme faktörü, temel kazılarının yaklaşık 3-4m içerisindeki örselenmiş zona uygulanır.

Çizelge 9b. Kaya Kütlesi Sınıflandırması Girdileri (Avrupa Yakası)

Yer	GSI			m _i	*Örs. Fak.	Masif (Intact) Kaya Modülü, E _i (GPa)			Tek Eksenli Basınç Mukavemeti q _u (MPa)		
	Düşük	Yüksek	Orta			Düşük	Yüksek	Orta	Düşük	Yüksek	Orta
Kule	47	67	57	18	0.3	4	20	10	8	60	25
Ayak 1, +38m kotu üzeri	25	35	30	18	0.5		5		2	7	5
Ayak 1, +38m kotu altı	35	55	45	18	0.5				8	40	20
Ayak 2,3,4	47	67	57	18	0.5	8	35	17	20	70	45
Yaklaşım	47	67	57	18	0.5		12		20	70	45
Ankraj, orta ayrılmış / dar aralıklı çatlaklı	27	42	37	12	0.5	NA	NA	NA	5	14	8
Ankraj, ayrılmamış Aglomera	47	67	51	18	0.5	10	42	20	10	70	30
Ankraj, ayrılmamış Andezit	38	55	45	18	0.5	10	42	20	5	70	40

*Örselenme faktörü, temel kazılarının yaklaşık 3-4m içerisindeki örselenmiş zona uygulanır

D: Düşük,

Y:Yüksek, O:Orta

Çizelge 9d. Temel için Hesaplanmış Kaya Kütle Mukavemet Değerleri (Asya Yakası)

Yer	Kohezyon (MPa)			Sürtünme Açısı (Derece)		
	D	Y	O	D	Y	O
Kule	0.41	4.25	1.50	32	39	35
Ayak 1, +38m kotu üzeri	0.06	0.25	0.16	21	25	23
Ayak 1, +38m kotu altı	0.29	2.13	0.88	25	33	29
Ayak 2,3,4	0.92	4.65	2.48	29	37	33
Yaklaşım	0.92	4.65	2.48	29	37	33
Ankraj, orta ayrılmış / dar aralıklı çatlaklı	0.13	0.51	0.26	19	24	22
Ankraj, ayrılmamış Aglomera	0.46	4.65	1.48	29	37	31
Ankraj, ayrılmamış Andezit	0.19	3.73	1.77	26	33	29

Çizelge 10a. Önerilen Kaya Kütlesi Deformasyon Modülü Değerleri (Asya Yakası)

Yer	Örselenmiş Zonun Deformasyon Modülleri (GPa) [Tablo 5.4-1'deki "D" değerlerine göre]			Örselenmemiş Zonun Deformasyon Modülleri (GPa) [D=0]		
	D	Y	O	D	Y	O
Kule	2	6.2	3.5	3.1	9.5	5.5
Ayaklar	2	6	4	4.2	12	8.3
Yaklaşım	2	8	5	4.2	16	10.4
Ankraj	2	6	4	4.2	12	8.3

5.2 Deformasyon Modülü

Proje sahasında yer alan kayaların deformasyon modülü değerleri, tanımlanmış kaya kütlesi girdi

parametreleri ile laboratuvar deneylerinden elde edilen masif (intact) kayanın young elastik modülü değerleri kullanılarak hesaplanmıştır. Bunlara ilave olarak, kaya kütlesi deformasyon modülünü tespit etmek için yerinde dilatometre deneyleri yapılmıştır.

Çizelge 10b. Önerilen Kaya Kütlesi Deformasyon Modülü Değerleri (Avrupa Yakası)

Yer	Örselenmiş Zonun Deformasyon Modülleri (GPa)			Örselenmemiş Zonun Deformasyon Modülleri (GPa) [D=0]		
	D	Y	O	D	Y	O
Kule	2	10	5	3.1	13.7	7.4
Ayak 1, +38m kotu üzeri	0.2	1.4	0.3	N/A	N/A	N/A
Ayak 1, +38m kotu altı	0.5	2.5	1.5	1	5	3
Ayak 2,3,4	3	13	6	6.3	22.7	11.9
Yaklaşım	3	12	6	6.3	20.9	11.9
Ankraj, orta ayrılmış / dar aralıklı çatlaklı	0.3	1.5	1	0.5	3.1	2
Ankraj, ayrılmamış Aglomera	1.4	5	3	3	9.4	6.3
Ankraj, ayrılmamış Andezit	2	6	4	4.2	11.3	8.4

5.3 Kalıcı Yarma Şevleri Tasarım Parametreleri

Kalıcı yarma şevleri, kule arkasında ve ankraj çevresi ile yaklaşım kesimi tarafı boyunca farklı lokasyonlarda planlanmaktadır. Kalıcı yarma

şevleri için hesaplanmış kaya kütlesi mukavemet değerleri Çizelge 11a'da verilmiştir. Önerilen bu değerler, verilen girdi değerleri ve tasarımcıdan sağlanan kazı planı detayları (lokasyon, kazı yüksekliği vs.) kullanılarak hesaplanmıştır. Kalıcı yarma şevler için de Çizelge 11b'de tavsiye edilen deformasyon modülü değerleri kullanılabilir.

Çizelge 11a. Kalıcı Yarma Şevleri için Hesaplanmış Kaya Kütle Mukavemeti (Asya Yakası)

Yer	Kohezyon (MPa)			Sürtünme Açısı (Derece)		
	D	Y	O	D	Y	O
Kule (+44m ile +12m kotu arası)	0.18	0.44	0.31	42	55	51
Ayaklar ile Yaklaşım arası +72m kotu altı	0.10	0.29	0.17	56	63	61
Ayaklar ile Yaklaşım arası +72m kotu üstü	0.08			27		

Çizelge 11b. Kalıcı Yarma Şevleri için Hesaplanmış Kaya Kütle Mukavemeti (Avrupa Yakası)

Yer	Kohezyon (MPa)			Sürtünme Açısı (Derece)		
	D	Y	O	D	Y	O
Kule (+40m ile +8m kotları)	0.16	0.86	0.34	39	59	51
Ayaklar ile Yaklaşım arası (+70m kotu altı)	0.09	0.79	0.26	58	66	64
Ayaklar ile Yaklaşım arası (+70m kotu üzeri)	0.07			38		

D: Düşük, Y:Yüksek, O:Orta

6 ANA ÇATLAK TAKIMLARI VE YENİLME ŞEKİLLERİNİN KİNEMATİK ANALİZLERİ

6.1 Çatlak Verileri

Yüzey jeoloji haritası, karotlu mekanik sondajlar ve kuyu araştırmaları sonucunda elde edilen çatlak ölçüm verilerinin stereografik izdüşüm çizimleri yapılarak tabakalar, çatlaklar ve fay gibi belirli süreksizlikler tanımlanmıştır. Jeolojik haritalama, aynı zamanda da kuyulardaki görüntüleme ölçümlerinden elde edilen çatlak ölçüm verilerinin Asya ve Avrupa yakasındaki ana çatlak takımlarının özeti Çizelge 12a ve Çizelge 12b'de gösterilmiştir.

6.1 Kinematik Analizler

Kinematik analizler, arazide ölçülmüş kaya kütlesi tabaka ve çatlakların verilerinin stereografik

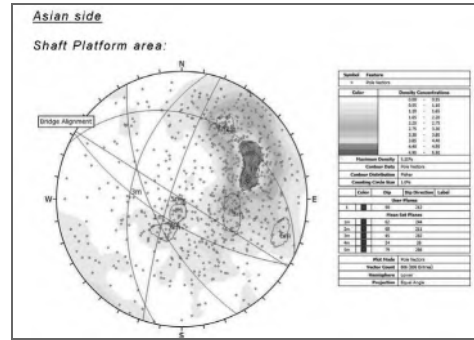
gösterimini ve süreksizlik geometrisinin, yarma şevi doğrultu-eğimine karşılaştırılmasını içermektedir.

Çizelge 12a. Ana Çatlak Takımları (Asya Yakası)

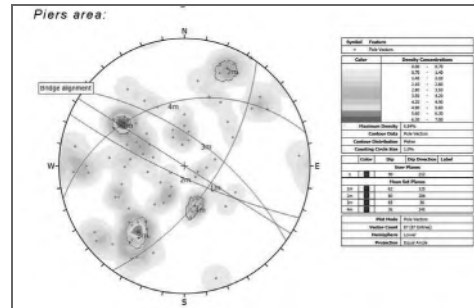
Eğim	Eğim Yönü	Çatlak No
75	205	J1
12	014	J2
78	295	J3
82	264	J4

Çizelge 12b. Ana Çatlak Takımları (Avrupa Yakası)

Eğim	Eğim Yönü	Çatlak No
48	279	J1
78	159	J2
89	116	J3
71	56	J4
74	3	J5



Şekil 17. 3BK - Asya Yakası Şaft Platform Sahası Stereografik Projeksiyon Analizi.



Şekil 18. 3BK - Asya Yakası Kule Ayak Sahası Stereografik Projeksiyon Analizi.

Şev dışına eğimli potansiyel süreksizliklerin eğimi süreksizlik yüzeylerinin sürtünme açısıyla karşılaştırılmaktadır. Kayma yüzeyinin eğimi sürtünme açısından fazla ise kinematik olarak bir kayma olayı mümkündür. Jeolojik haritalama ve

yeraltı araştırmaları sonucunda elde edilen süreksizlik verileri stereografik izdüşüm çizimleri üç ana yenilme şeklinin (devrilme, kama tipi ve düzlemsel yenilme) göstermektedir. Kinematik analizlerde içsel sürtünme açısı 35 derece olarak alınmıştır.

Çizelge 13a. Kinematik Analiz Sonuçları – Ankraj ve Yaklaşım (Asya Yakası)

Şev (Düşey/Yatay)	Şev Açısı	Eğim Yönü	Düzlemse l Yenilme	Kama tipi Yenilme	Devrilme
1:1 Zemin / Ayrışmış Kaya Koşulları	45°	001	-	-	-
		031	-	-	-
		037	-	-	-
		047	-	-	-
		190	-	-	-
		206	-	-	-
		211	-	-	-
		253	-	-	-
		256	-	-	-
		346	-	-	-
4:1 Ayrışmamış Kaya Koşulları	76°	031	-	-	J1
		037	-	-	J1
		047	-	-	J1
		211	J1	J1-J3, J1-J4	-
		346	-	-	-
5:1 Ayrışmamış Kaya Koşulları	79°	025	-	-	J1
		031	-	-	J1
		037	-	-	J1
		039	-	-	J1
		122	-	-	J3
		206	J1	J1-J3, J1-J4	-
		211	J1	J1-J3, J1-J4	-
		215	J1	J1-J3, J1-J4	-
		302	J3	J3-J4	-

7. KAZI ŞEV STABİLİTE ANALİZLERİ

Üçüncü Boğaz Köprüsü temellerinin inşası için gerek duyulan Kazı Şevlerinin Stabilitate Analizleri, “Kazı Şev Stabilitate Analizleri” raporu ve bunun eki olan Kazı Paftalarında, hem Asya hem de Avrupa yakası için teşkil edilecek, her yapı yerine ait kalıcı - geçici şevler tarif edilmiştir. Kazı şevleri için; Genel Duraylılık ve Kaya Düşmesi analizleri yapılmıştır. Genel duraylılık analizinde; herhangi bir bölgesel-yerel göçme mekanizması hesaba katılmaksızın, kazı şevlerinin genel duraylılıkları, limit-denge durumuna göre değerlendirilmiştir. Akabinde, yapılan kaya düşmesi analizlerinde, dengesiz kaya kamalarının (kaya kütlelerinde tespit edilen çatlak kümeleri göz önünde bulundurularak) olası bölgesel-yerel göçme mekanizmaları tespit edilmiş, bu kamaların duraylılık analizleri gerçekleştirilerek kazı yüzeylerinde bölgesel

desteklerin gerekliliği (kaya bulonları, ankraj gibi destek elemanları ile) kontrol edilmiştir. Bunun sonucunda kazı şevlerine uygulanacak destek sistemleri tespit edilmiştir. Her yapı yeri için teşkil edilecek kalıcı - geçici şevlerin stabilite analizlerinde, analitik hesaplamalar yapılarak şev stabilitesi güvenlik katsayıları bulunmuştur.

• Kalıcı Şevler:

Zemin ve yüzeysel ayrışmış kaya koşulları için: 5 m palye genişliğine sahip her 10m yükseklik için 1:1 (D:Y) eğim,

Sağlam kaya koşulları için: 5 m palye genişliğine sahip her 10m yükseklik için eğim 4:1 (D:Y) ve 5:1 (D:Y) eğim

• Geçici Şevler:

Zemin ve yüzeysel ayrışmış kaya koşulları için: 3 yada 5 m palye genişliklerine sahip her 10m yükseklik için 2:1 (D:Y) eğim

Sağlam kaya koşulları için: 3 ya da 5 m palye genişliklerine sahip her 10m yükseklik için 4:1 (D:Y), 5:1 (D:Y) veya düşey (kayanın niteliği veya temelin geometrisine bağlı olarak) eğim ile projelendirilmiştir.

Çizelge 13b. Kinematik Analiz Sonuçları Ayaklar (Asya Yakası)

Şev (Düşey/Yatay)	Şev Açısı	Eğim Yönü	Düzlemsel Yenilme	Kama tipi Yenilme	Devrilme
1:1 Zemin / Ayrışmış Kaya Koşulları	45°	002	-	-	-
		032	-	-	-
		212	-	-	-
		253	-	-	-
4:1 Ayrışmamış Kaya Koşulları	76°	032	-	-	J1
		212	J1	J1-J3, J1-J4	-
5:1 Ayrışmamış Kaya Koşulları	79°	28	-	-	J1
		32	-	-	J1
		212	J1	J1-J3, J1-J4	-
		216	J1	J1-J3, J1-J4	-
		302	J3	J3-J4	-

8. SONUÇLAR

3.Boğaz Köprüsü Asya ve Avrupa yakasının kule temelleri ve ankraj bölgesinin jeolojik-jeoteknik etüdü kapsamında yapılan bu çalışma ile köprü geçiş güzergahının jeolojik konumu, bölgesinde yer alan kayaçlardaki çatlaklar ve fay zonları boyunca duraysızlık potansiyeli araştırılmış, yapı temel bölgelerinde, temel türünü ve şeklini etkileyebilecek jeolojik tehlikeler ve sahanın mühendislik jeolojisi çalışılmış, arazi özellikleri belirlenmiş, jeofizik, jeolojik ve jeoteknik verilere dayanarak köprünün yapılacağı alandaki saha koşullarının bir jeolojik modeli geliştirilmiştir.

Ayrıca, tasarımda kullanılması tavsiye edilen kaya kütlesi mühendislik parametreleri ve büyüklükleri verilmiştir.

Bu kapsamda, sahanın jeoloji-mühendislik jeolojisi hazırlanmış, derinlikleri 15,5 ile 92,6 metre arasında değişen 36 adet düşey ve derinlikleri 52,3 ile 109,3 metre arasında değişen 7 adet eğimli jeoteknik sondaj kuyusu açılmıştır. Ayrıca kuyu içerisinde, su iletkenlik (permeabilite) niteliklerinin değerlendirilmesi için basınçlı su testi, kaya kütle dayanım özelliklerinin yerinde tespiti için dilatometre deneyi, kuyu içindeki çatlak sistemlerini ölçmek için yönlendirilmiş kuyu içi kamera ölçümü ve P ve S dalga hızlarını ölçmek için kuyu jeofiziği yapılmıştır. Bunlara ilaveten 20 adet yüzey jeofizik sismik kırılma ölçümü alınmıştır. Alınan sondaj karotları üzerinde, Tek Eksenli Basınç Dayanımının elde edilmesi amacıyla Nokta Yükleme, Tek Eksenli Basınç, Young Modülü ve Poisson oranı ölçümlerinin yer aldığı Tek Eksenli Basınç, Üç Eksenli Basınç ve Çatlaklar üzerinde yapılan Direkt Kesme Deneyleri yapılmıştır.

Çalışma sahası, Üst Kretase yaşlı Volkanik birimlerle kaplıdır. Bu birimler, Andezitik Aglomera/Aglomera ve bunları kesen Andezit sokulumlarından meydana gelmektedir.

Asya ve Avrupa yakasında teşkil edilecek her yapı yeri için masif (intact) kaya ve kaya kütesinin mühendislik parametre büyüklükleri ile tavsiye edilen jeoteknik tasarım parametreleri verilmiştir.

Ayrıca, yüzeyde ölçülen ve yönlendirilmiş kuyu içi kamerasından elde edilmiş çatlak ölçümleri kullanılarak ana çatlak takımları belirlenmiş ve akabinde kinematik analizler yapılmıştır.

KAYNAKLAR

- Abdüsselamoğlu, Ş., 1963 İstanbul Boğazı Doğusunda Mostra Veren Paleozoik Arazide Stratigrafik ve Paleontolojik Yeni Müahedeler, İstanbul Technical University press, pp 7.
- Aksoy M., Meghraoui M, Vallée M and Çakır Z., 2010. Rupture characteristics of the A.D. 1912 Mürefte (Ganos) earthquake segment of the North Anatolian fault (western Turkey), *Geology*, November 2010 v. 38; no. 11; p. 991–994; doi: 10.1130/G31447.1
- Armijo, R., Pondard, N., Meyer, B., Uçarkuş, G., Mercier de Lépinay, B., Malavieille, J., Dominguez, S., Gustcher, M., Schmidt, S., Beck, C., Çagatay, N., Çakır, Z., İmren, C., Eriş, K., Natalin, B., Özalaybey, S., Tolun, L., Lefeuvre, I., Seeber, L., Gasperini, L., Rangin, C., Emre, O., Sarıkavak, K., 2005. Submarine fault scarps in the Sea of Marmara pull-apart (North Anatolian Fault): implications for seismic hazard in İstanbul. *Geochem., Geophys., Geosyst.* 6 (6), Q06009. doi:10.1029/2004GC000896
- Barka, A., and 21 others, 2002, The surface rupture and slip distribution of the 17 August 1999 Izmit earthquake (M 7.4): North Anatolian fault: *Seismological Society of America Bulletin*, v. 92, no. 1, p. 43–60, doi: 10.1785/0120000841
- Baykal, F., 1943, Şile bölgesinin jeolojisi: İÜ Fen Fak. Monog., 3, İstanbul, 86 s.
- Baykal, M. F., 1963, İstanbul Boğazı batısındaki sahanın jeolojik etüdü: *Maden Tetkik Arama Enst. Rap. No.* 3267, Ankara
- Fugro (2012a), Surface Geology Data Report, 3rd Bosphorus Bridge, İstanbul, Turkey, Prepared for IC İçtaş İnşaat Sanayi ve Ticaret A.Ş. & Astaldi S.p.A., Project No. 2012.0016, October 2012. (2012b) Factual Data Report, 3rd Bosphorus Bridge, İstanbul, Turkey, Prepared for IC İçtaş İnşaat Sanayi ve Ticaret A.Ş. & Astaldi S.p.A., Project No. 2012.0016, December 2012. (2012c) Seismic Hazard Report, 3rd Bosphorus Bridge, İstanbul, Turkey, Prepared for IC İçtaş İnşaat Sanayi ve Ticaret A.Ş. & Astaldi S.p.A., Project No. 2012.0016.
- Goodman, R. E. (1980). *Methods of Geological Engineering in Discontinuous Rock*, Wiley and Sons, NY.
- Hoek, E., (2000), *Practical rock engineering: on-line document*, *rockscience.com*.
- Hoek, E., Carranza-Torres, C., and B. Corkum, (2002), *Hoek-Brown failure criterion – 2002 edition: on-line document*, *rockscience.com*.
- Kaya, O., 1978, İstanbul Ordovisiyen ve Silüriyen: *Yerbilimleri, HÜ Yerbilimleri Enst.*, 4, 1-2, 1-22, Ankara.
- Keskin M., Ustaömer T., Yeniyoğlu M., 2003. Stratigraphy, petrology and tectonic setting of Upper Cretaceous volcanosedimentary units, North of İstanbul, Turkey, İstanbul'un Jeolojisi Sempozyumu, 19-22 Aralık 2003, 23-35, *Bildiriler kitabı*, J.M.O. İstanbul Şubesi.
- McClusky S., Balassanian S., Barka A., Demir C., Gergiev I., Hamburger M., Kahle H., Kastens K., Kekelidze G., King R., Kotzev V., Lenk O., Mahmoud S., Mishin A., Nadaria M., Ouzounos A., Paradissis D., Peter Y., Prilepin M., Reilinger R., Sanli I., Seeger H., Tealeb A., Toksöz N., Veis G., GPS constraints on crustal movements and deformations for plate dynamics, *J. Geophys. Res.* 105 (2000) 5695–5720.
- Önal, M., 1988, İstanbul Devonyen çökellerinin sedimanter özellikleri ve çökeltme ortamları: *Yerbilimleri Derg.*, İÜ Müh. Fak., 1-2, 92-108.
- Özgül (2005), İstanbul dolayının temel jeolojik özellikleri: İstanbul Büyükşehir Nazım Planı Doğal Yapı Gurubu, 57 s.
- Özgül, N. 2011, İstanbul il alanının jeolojisi, İstanbul Büyükşehir Belediyesi, Deprem ve Zemin İnceleme Müdürlüğü, İstanbul, 305 s.
- Reilinger, R., McClusky, S., Vernant, P., Lawrence, S., Ergintav, S., Cakmak, R., Ozener, H., Kadirov, F., Guliev, I. & Stepanyan, R., 2006. GPS constraints on continental deformation in the Africa-Arabia-Eurasia continental collision zone and implications for the dynamics of plate interactions, *J. Geophys. Res.* 111
- Yurtsever, A., 1996, İstanbul Yarımadası'nın (1/50.000 ölçekli haritasının) jeolojisi: *Maden Tetkik Arama Enst. Rap. No.* 9989, Ankara

TUNNELING & SHOTCRETE TECHNOLOGIES

TÜNEL VE SHOTCRETE MAKİNELERİ



ADROIT 450 C / G
4x4 Püskürtme Beton Pompası / 4x4 Shotcrete Pump



ADROIT 430
4x4 Püskürtme Beton Pompası / 4x4 Shotcrete Pump



ADROIT 420
4x4 Püskürtme Beton Pompası / 4x4 Shotcrete Pump



ADROIT 405
4x4 Beton Mikseri / 4x4 Concrete Mixer



ADROIT 230 E/G - 250 E/G
Araç Üstü Püskürtme Beton Pompası / Truck Mounted Shotcrete Pump



ADROIT 120 E
Araç Üstü Püskürtme Beton Pompası / Truck Mounted Shotcrete Pump



ADROIT 060
Çekli Tip Sabit Beton Pompası / Stationary Concrete Pump



ADROIT 007



ADROIT 007 S



ADROIT 007 C
Çekilebilir Püskürtme Beton Pompası / Stationary Concrete Pump



ADROIT F JET FAN



ADROIT T5-P
Platformlu Personel ve Yük Taşıyıcı
Personnel and Load Carrier with Platform



ADROIT T 5
Personel ve Yük Taşıyıcı / Personnel and Load Carrier



ADROIT P12
Personel Taşıyıcı / Personnel Carrier

Tüneltmak İş Makineleri Sanayi ve Ticaret A.Ş.

Fabrika : Merve Mah. Uzungöl Cad. No: 9
Yenidoğan 34791 Sancaktepe - İstanbul
T : +90 216 561 09 90 pbx F : +90 216 561 09 89

Şube : Bağdat Caddesi No: 387/2
Yenimahalle 06374 Ostim - Ankara
T : +90 312 385 09 61 pbx F : +90 312 385 09 42

info@tuneltmak.com.tr
www.tuneltmak.com.tr
www.yildirimhidrolik.com





ELEKTRİKSİZ KAPSÜL



KAPSÜLE DUYARLI EMÜLSİYON PATLAYICI



ELEKTRİKSİZ KAPSÜL



KAPSÜLE DUYARLI EMÜLSİYON PATLAYICI



ELEKTRİKSİZ KAPSÜL



YEMLEMeye DUYARLI EMÜLSİYON PATLAYICI



ELEKTRİKSİZ KAPSÜL



YEMLEMeye DUYARLI TOZ PATLAYICI

Yunus Emre Termik Santrali

Avrupa Birliği emisyon standartlarına uygun, %100 Türk sermayesi ile inşa edilen ilk termik santrali

Kurulmakta olan santralimiz 2 x 145 MW kurulu gücünde olup yıllık 2.210.000.000 kWh elektrik üretimi ile ülkemizdeki elektrik tüketiminin % 1,17'sini karşılamış olacaktır. Santralimizin devreye alınmasıyla birlikte enerji ithalatında yıllık 150 milyon dolar tasarruf edilecektir.

Yerli linyit yakıtlı, akışkan yataklı kazan ve baca gazı arıtma sistemi (FGD: Flue Gas Desulphurization) ile birlikte kurulan, AB emisyon kriterlerine uygun Türkiye'nin ilk santrali olma özelliğine sahip olacaktır.

Santralimiz özel sektör tarafından teknolojik madencilik ve termik santral yatırımı bir arada yapılan Türkiye'nin ilk termik santral yatırımıdır.



Merkez Ofis

Mutlukent Mah. 1942.Cadde
113. Sokak No:45 48400
Hekimköy Çayyolu-Çankaya/Ankara/Turkey
Tel:+90-312-473 51 25
Fax:+90-312 473 51 29

Yunus Emre Termik Santrali

Koyunağılı Köyü Mevkii 26900
Mihalıççık/Eskişehir/Turkey
Tel:+90-222-211 82 60
Fax:+90-222-643 21 45



the best of nature...



HRK[®]

diamond tools



Üretici Firma / Manufacturer

Karayolları Mah. Cebeci Cad. 648.Sk. No.40 G.O.Paşa - İstanbul / TURKEY

Tel: +90(212) 538 47 48 - 535 00 17 Fax: +90(212) 535 00 08

www.hrk.com.tr • info@hartek.com.tr



adaçal®

ENDÜSTRİYEL MİNERALLER

SANAYİ VE TİCARET A.Ş.

 **Kombassan**

su banyosu grubu ürünler

- ✓ PID Mikroprosesli Kontrol Sistemi
- ✓ Kullanımı Kolay Kontrol Paneli
- ✓ Paslanmaz Çelik İç Hızne
- ✓ Sıcaklık ve Zaman İçin Dijital Göstergeler

MSB SERİSİ SU BANYOSU

- ✓ 6 - 12 - 30 ve 48 litre
- ✓ Ortam Sıcaklığı +5 °C / 100°C
- ✓ Paslanmaz Çelik Hızne
- ✓ Kullanıcı İsteği ve Laboratuvar Sertifikası Uygun Şekilde Çıkar Ürünü



MSS SERİSİ SOĞUTMALI SU BANYOSU

- ✓ 15 - 30 ve 48 litre, Isıtma Bağı
- ✓ Sıcaklık Çıkarma -10°C / 100°C
- ✓ Homojen Sıcaklık Temini İçin Güçlü Damli Sirkülasyon Pompası



www.mikrotestcihazlari.com

etüv grubu ürünler

- ✓ PID Mikroprosesli Kontrol Sistemi
- ✓ Kullanımı Kolay Kontrol Paneli
- ✓ Paslanmaz Çelik İç Hızne
- ✓ Sıcaklık ve Zaman İçin Dijital Göstergeler

MSB SERİSİ KURUTMA ETÜVÜ

- ✓ 30-55-120 litre, Isıtma Bağı
- ✓ Ortam Sıcaklığı +5 °C / 250 °C
- ✓ Fanlı Sirkülasyonu Homojen Sıcaklık Dağılımı



- ✓ 250-500-750-1000 litre, Isıtma Bağı
- ✓ Ortam Sıcaklığı +5 °C / 250 °C
- ✓ Fanlı Sirkülasyonu Homojen Sıcaklık Dağılımı
- ✓ Takip Edilebilir Teknoloji Kilit Sistemi

MSB SERİSİ ROLLING ETÜVÜ

- ✓ 120 litre, Isıtma Bağı
- ✓ Ortam Sıcaklığı +5 °C / 250 °C
- ✓ Sıcaklık ve Zaman İçin Dijital Göstergeler
- ✓ Fanlı Sirkülasyonu Homojen Sıcaklık Dağılımı



MCS SERİSİ ÇALKALAMALI SU BANYOSU

- ✓ 20 ve 30 litre, Isıtma Bağı
- ✓ Ortam Sıcaklığı +5 °C / 100°C
- ✓ Paslanmaz Çelik Hızne



karışık ürünlerimiz

MAP SERİSİ AZOT-PROTEİN CİHAZI

MSB SERİSİ DİTİ BÜYÜTME DOLABI

POZİTİF BAŞINÇILI & TEMİZ ODA SİSTEMLERİ

MES SERİSİ ELEK SALLAMA CİHAZI

MKB SERİSİ KUM BANYOSU

MKD SERİSİ KAN SAKLAMA DOLABI

MKS SERİSİ KİMYASAL SAKLAMA DOLAPLARI

MLF SERİSİ GÜVENLİK KABİNLERİ

MS SERİSİ SANTRİFÜJ CİHAZI

MTS SERİSİ LABORATUVAR TEZGAH SİSTEMLERİ

MUB SERİSİ ULTRASONİK BANYOSU

MDD SERİSİ DİK TİP DERİN DONDURUCU

MSD SERİSİ SAF SU DAMITMA CİHAZI



MCS SERİSİ ÇALKALAMALI ETÜV

- ✓ 80 - 120 litre, Isıtma Bağı
- ✓ Ortam Sıcaklığı +5 °C / 80 °C
- ✓ Sıcaklık ve Zaman İçin Dijital Göstergeler
- ✓ Çalkalama Hızı 10 - 300 rpm
- ✓ Doğal Hava Sirkülasyonu ve Çift Fan Sistemi Homojen Sıcaklık Sistemi
- ✓ Takip Edilebilir Teknoloji Kilit Sistemi

MVS SERİSİ KURUTMA ETÜVÜ

- ✓ 30 - 55 litre, Isıtma Bağı
- ✓ Ortam Sıcaklığı +5 °C / 250 °C
- ✓ Doğal Hava Sirkülasyonu ve Fan Sistemi Homojen Sıcaklık Dağılımı
- ✓ Isıya Dayanıklı Güçlendirilmiş Paslanmaz Çelik İç Hızne
- ✓ Vakum ve Gaz Altında Yapılan Çalışmalar İçin İki Küresel Vana
- ✓ Manometre

Ürünlerimizin ayrıntılı teknik özellikleri için
www.mikrotestcihazlari.com
adresini ziyaret edebilirsiniz...



inkübatör grubu ürünler

MIN SERİSİ İNKÜBATÖRLER

- ✓ 30 - 55 - 120 litre, Isıtma Bağı
- ✓ Ortam Sıcaklığı +5°C / 80°C
- ✓ Programlanabilir PID Mikroprosesli Kontrol
- ✓ Sıcaklık ve Zaman İçin Dijital Göstergeler
- ✓ Kullanımı Kolay Kontrol Paneli
- ✓ Fan Sistemi Homojen Sıcaklık Dağılımı



MSI SERİSİ SOĞUTMALI İNKÜBATÖRLER

- ✓ 30 - 55 - 120 - 250 litre, Isıtma Bağı
- ✓ Sıcaklık Çıkarma Analizi -10 °C / 80°C
- ✓ PID Mikroprosesli Kontrol Sistemi
- ✓ Sıcaklık ve Zaman İçin Dijital Göstergeler
- ✓ Kullanımı Kolay Kontrol Paneli
- ✓ Kimyasallara Dayanıklı Paslanmaz Çelik İç Hızne
- ✓ Isıtma Bağı, Takip Edilebilir Teknoloji Kilit Sistemi
- ✓ Kullanıcı İsteği ve Laboratuvar Sertifikası Uygun Şekilde Çıkar Ürünü

Firmamız üretimleri yanı sıra laboratuvarlar için gerekli olan sarf ve kimyasal malzeme temin ederek müşteri isteklerini karşılamaktadır.

MCO SERİSİ ÇEKEROCAKLAR

- ✓ Epoksi Elektrotlaştırmacı Toz Boyalı Soğuk Çekimlik Çelik DKP
- ✓ Altı Dolaplı Mobil Yürüyen Çekirge Yaya Motoru Kapalı Sistem
- ✓ Kabin İçinde Hızlı Hava Üfleme ve Su Çıkışı Nozuluna
- ✓ Ağırlık ve Hava Gaz Ayar Paneli
- ✓ Kabin İçinde Floresan Aydınlatma
- ✓ Davlumbaz Kamı Hava Akışı Filtresi Uygun Sistem
- ✓ 5 cm İki Antistatik Kompakt Laminat Süpürge
- ✓ Ön Bordo Paslanmaz
- ✓ Kabin İçinde Eviye
- ✓ Isıtma Bağı Çıkarma Zemin
- ✓ Isıtma Bağı Ön Kumanda Panosu
- ✓ Cam İstenilen Derinlikte Tuzlanmaz Ray Sistemi Kabin Camı
- ✓ Kullanıcı İsteği ve Laboratuvar Sertifikası Uygun Şekilde Çıkar Ürünü



MİKROTEST LABORATUVAR CİHAZLARI MAK. İMALAT SAN. TİC. LTD. ŞTİ.

Adres: Öz Ankara Sanayi Sitesi 1476 (693) Sok. No: 27 İvedik/Ostım-ANKARA

www.mikrotestcihazlari.com • info@mikrotestcihazlari.com

Telefon: +90 312 395 65 24 - 29 • Faks: +90 312 395 65 01

