



**KARADENİZ
TEKNİK ÜNİVERSİTESİ**



**TÜRK ULUSAL
KAYA MEKANİĞİ DERNEĞİ**

KAYAMEK'2018

XII. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu

ROCKMEC'2018

XIIth Regional Rock Mechanics Symposium

**3-5 Ekim 2018, TRABZON
October 3-5, 2018, TRABZON**

Bildiriler Kitabı Proceedings Book

**Editörler / Editors
Dr. Ayhan KESİMAL
Dr. Ferdi CİHANGİR
Dr. Eren KÖMÜRLÜ**

12. BÖLGESEL KAYA MEKANİĞİ SEMPOZYU

3-5 Ekim 2018, KTÜ Osman Turan Kongre ve Kültür Merkezi, Trabzon

12TH REGIONAL ROCK MECHANICS SYMPOSIUM

October 3-5, 2018, Osman Turan Congress and Exhibition Center, Trabzon

BİLDİRİLER KİTABI/ *PROCEEDINGS BOOK*

Editörler/ *Editors:*

Ayhan Kesimal, Ferdi Cihangir, Eren Kömürlü

Organizasyon/ *Organized by*

KTÜ Maden Mühendisliği Bölümü/ *KTU Mining Engineering Department*
Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği/ *Turkish National Rock Mechanics Association*

Ekim 2018/ *October 2018*, TRABZON

ISBN: 978-975-93675-7-2

Yayımcı: Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği

Baskı: Ziraat Gurup Matbaacılık Ambalaj San. Ve Tic. A.Ş. - Ankara

Bu bildiriler kitabının yayın hakkı Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği'ne aittir. Bu kitapta yer alan bildirilerin aynen yayımlanması yazar(lar)ından yazılı izin almak koşulu ile mümkündür. Alıntı için kaynak göstermek yeterlidir. Bildiriler bilimsel kurul tarafından seçilmiş olup, yazarları tarafından basıma hazır hale getirilmiştir. Bildiri içeriklerinin tüm sorumlulukları yazar(lar)ına aittir.

Sempozyum Düzenleme Kurulu

Dr. Ayhan Kesimal (Başkan)

Dr. Hasan Aydın Bilgin (Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Başkanı)

Dr. Ali Osman Yılmaz

Dr. Ergün Tuncay

Hasan Şişman

Dr. Hakan Ersoy

Dr. Bayram Erçikdi

Dr. Ferdi Cihangir

Dr. Hasan Karakul

Dr. Kadir Karaman

Dr. Eren Kömürlü (Sempozyum Sekreteri)

Esra Nur Tanrıseven

Şener Aliyazıcıoğlu

Ercüment Koç

Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği (Yönetim Kurulu)

Dr. H.Aydın Bilgin (Başkan)

Dr. Ergün Tuncay (Başkan Yrd.)

Hasan Şişman (Genel Sekreter)

Dr. Esra Nur Tanrıseven (Sayman)

Dr. Hasan Karakul (Üye)

Bu sempozyumun düzenlenmesine ve sempozyum bildiriler kitabının basımına katkıda bulunan, aşağıdaki kurum ve kuruluşlara teşekkür ederiz.

Financial support of the following companies is gratefully appreciated

Etî Bakır A.Ş.

Karadeniz Teknik Üniversitesi

Koza Altın İşletmeleri A.Ş.

Demir Eksport A.Ş.

Orica Nitro Patlayıcı Mad. San. ve Tic. A.Ş.

Solar Patlayıcı Maddeler Sanayi A.Ş.

FKK Güney Oto Lastik Takoz San. ve Tic. A.Ş.

ÇBİ A.Ş.

Utest Malzeme Test Cihazları A.Ş.

Bilim ve Danışma Kurulu

Dr. Abbas Aghajani Bazzazi
Dr. Adem Ersoy
Dr. Ahmet Hakan Onur
Dr. Ahmet Hamdi Deliormanlı
Dr. Alaettin Kılıç
Dr. Ali Kahriman
Dr. Ali Sarıışık
Dr. Arzu Fırat Ersoy
Dr. Ataç Başçetin
Dr. Atilla Ceylanoğlu
Dr. Atiye Tuğrul
Dr. Ayberk Kaya
Dr. Ayhan Koçbay
Dr. Aykut Akgün
Dr. Bahtiyar Ünver
Dr. C. Atilla Öztürk
Dr. C. Okay Aksoy
Dr. Celal Karpuz
Dr. Cemal Balcı
Dr. Cengiz Kuzu
Dr. Deniz Tumaç
Dr. Doğan Karakuş
Dr. Eduardo Marques
Dr. Erkan Topal
Dr. Erkin Nasuf
Dr. Ergül Yaşar
Dr. Erol Yılmaz
Dr. Fikri Bulut
Dr. Gökhan Aydın
Dr. Guo Qinglin
Dr. Güneş Ertunç
Dr. Gürcan Konak
Dr. Güzin Gülsev Uyar
Dr. Hakan Elçi
Dr. Hakan Tunçdemir
Dr. Halil Kumsar
Dr. Halil Yılmaz
Dr. Hanifi Çopur
Dr. Hasan Gerçek
Dr. Hürriyet Akdaş
Dr. Işık Yılmaz
Dr. İbrahim Çavuşoğlu
Dr. İbrahim Ferid Öge
Dr. İhsan Özkan
Dr. İrfan Celal Engin
Dr. İzzet Karakurt
Dr. Kerim Aydınır
Dr. Kerim Küçük
Dr. Kourosh Shahriar
Dr. M. Kemal Özfirat
Dr. Mahmut Mutlutürk
Dr. Mehmet Ali Hindistan
Dr. Mehmet Çapık

Dr. Mehmet Sarı
Dr. Melih Geniş
Dr. Mete Göktan
Dr. Mostafa Sharifzadeh
Dr. Murat Karakus
Dr. Nazife Erarslan
Dr. Nihat Dipova
Dr. Nihat Sinan Işık
Dr. Niyazi Bilim
Dr. Nuray Demirel
Dr. Nurdan Yılmaz
Dr. Nurkan Karahanoğlu
Dr. Okan Su
Dr. Omer Aydan
Dr. Raşit Altındağ
Dr. Recep Kılıç
Dr. Reşat Ulusay
Dr. Rohala Hasanpour
Dr. Saffet Yağız
Dr. Sair Kahraman
Dr. Selçuk Alemdağ
Dr. Serkan Saydam
Dr. Servet Demirdağ
Dr. Stavros Kourkoulis
Dr. Şebnem Düzgün
Dr. Tamer Topal
Dr. Tolga Çan
Dr. Tuğrul Ünlü
Dr. Turgay Onargan
Dr. Wang Xudong
Dr. Yılmaz Özçelik
Dr. Yılmaz Mahmutoğlu
Dr. Yoshinori Iwasaki
Dr. Yossef Hatzor
Dr. Zülfü Gürocak

FOREWORD

The XIIth Regional Rock Mechanics Symposium is held in Trabzon, Turkey, on October 03-04, 2018. The symposium is organized by Karadeniz Technical 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 for Rock Mechanics, I would like to express my gratitude and appreciation to the chairman and members of Organizing Committee, Mining Engineering Department, Dean of Engineering Faculty and the President of Karadeniz Technical University. Traditionally symposia on rock mechanics have been held on regional basis for the seventh time whereas the first five symposia were held on national basis in Turkey. These symposium series have formed a major forum to discuss ideas, exchange knowledge and experience on rock mechanics. Three invited papers will be presented by distinguished researchers from Turkey. Dear authors from abroad and Turkey will present and discuss 60 papers during the XIIth symposium. This symposium could not be realized without the support of the invited speakers and dear authors. Turkish National Group highly appreciates the contribution of and is grateful to the invited speakers and dear authors. I would like to thank all the authors for their presentations and for their invaluable contributions in the discussions. On behalf of the Executive Board of Turkish National Society for Rock Mechanics I would also like to thank all the sponsors who provided financial support and took part in the exhibition. Some sponsors also gave support for this symposium by presenting technical papers during the symposium. All kinds of support provided by the sponsor companies are gratefully appreciated. Turkish National Group appreciates the participation of delegates from different countries, different institutions and companies and is grateful to all delegates. 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

SUNUŞ

XII. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu 03-04 Ekim 2018 tarihlerinde Trabzon-Türkiye’de gerçekleştirilmiştir. Sempozyum Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği himayesinde Karadeniz Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü tarafından büyük başarı ile düzenlenmiştir. Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Yönetim Kurulu adına düzenleme kurulu başkan ve üyelerine, Karadeniz Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümüne, Mühendislik Fakültesi Dekanlığına ve Sayın Rektör’e teşekkür ve memnuniyetimi ifade etmek isterim. Geleneksel olarak kaya mekaniği sempozyumları bölgesel nitelikte yedinci kez düzenlenmekte olup, ilk beş sempozyum ulusal düzeyde gerçekleştirilmiştir. Bu sempozyum dizisi kaya mekaniği konusunda fikirleri tartışmak, bilgi alış veriş ve tecrübe değişimi sağlayan başlıca forumu oluşturmaktadır. Türkiye’den seçkin araştırmacılar tarafından üç davetli bildiri sunulacaktır. Ülkemiz içi ve dışından değerli araştırmacılar 60 bildiri sunacaklar ve tartışacaklardır. Davetli konuşmacılar ve saygın bildiri yazarlarının desteği olmadan bu sempozyumu gerçekleştirmek mümkün olamayacaktı. Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği davetli konuşmacılar ve değerli yazarların kıymetini takdir eder ve katkıları için teşekkür borçludur. Tüm yazarlara sunumları ve tartışmalar sırasında gösterecekleri paha biçilmez katkıları için teşekkür eder. Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Yönetim Kurulu adına mali katkıları ve sergide yer aldıkları için sponsorlara teşekkür etmekten memnuniyet duyarım. Bazı sponsorlar sempozyum esnasında teknik bildiri sunarak da katkı vermişlerdir. Sponsorlar firmalar tarafından verilen her türlü destek şükran ve teşekkürle karşılanmıştır. Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği farklı ülkelerden, değişik kurumlar ve firmalardan delegelerin katılımını takdirle karşılar. Son olarak tüm çalışma arkadaşlarıma, sempozyum düzenlenmesinde sorumluluğu paylaştıkları ve yorulmadan çalıştıkları için teşekkür ederim.

Doç. Dr. H. Aydın Bilgin
Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Başkanı

ÖNSÖZ

12. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu (KAYAMEK'2018) Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği ve Karadeniz Teknik Üniversitesi (KTÜ) Maden Mühendisliği Bölümü tarafından ortaklaşa düzenlenmiş olup, 3-5 Ekim 2018 tarihleri arasında Karadeniz Teknik Üniversitesi Prof. Dr. Osman TURAN Kültür ve Kongre Merkezi'nde gerçekleştirilmiştir. Sempozyumda, araştırmacıların ve uygulamacıların bir araya gelerek karşılaşılan kaya mekaniği sorunları için çözüm yöntemlerini tartışması, deneyimlerini paylaşması ve kaya mekaniği alanındaki en yeni katkıların sunulması amaçlanmıştır.

Yurtiçi ve yurtdışından çok sayıda araştırmacı ve bilim adamının katılımıyla sempozyumda 3 adet çağrılı ve 55 adet sözlü olmak üzere toplam 58 adet bildiri sunulmuştur. Bildiriler; kaya karakterizasyonu, kaya mekaniği deneylerinde standartlaşmanın önemi, kömür madenciliğinde tabaka hareketleri, mekanik kazılarda kaya mekaniğinin rolü, yerüstü ve yeraltında patlatmalı kazılar, tünellerde kazı-destek tasarımı, kazılabilirlik, kaya mekaniği deneyleri, bilgisayar destekli nümerik modellemeler, şev stabilitesi, vb. konularından oluşmaktadır. Sempozyumda, sektör temsilcileri ile kaya mekaniği alanında faaliyet gösteren firmaların ürün ve hizmetleri de sergilenmiştir.

12. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu'nun (KAYAMEK'2018) gerçekleştirilmesinde destek sağlayan başta KTÜ Rektörlüğüne, yoğun emeklerini esirgemeyen Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Yönetim Kurulu Başkanı Doç. Dr. Hasan Aydın BİLGİN'e, sempozyum sekreterliğini özveriyle gerçekleştiren Dr. Öğr. Üyesi Ferdi CİHANGİR ve Dr. Öğr. Üyesi Eren KÖMÜRLÜ'ye, sempozyum düzenleme kurulu üyelerine, destek ve katkıları için Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği üyelerine, bildirileri değerlendiren bilimsel kurul üyelerine, sempozyuma sponsorluk desteği sağlayan kurum ve kuruluşlar ile tüm katılımcılara en içten teşekkürlerimi sunar, sempozyumun bilime katkı yapmasını dilerim.

Prof. Dr. Ayhan Kesimal (Sempozyum Yürütme Kurulu Başkanı)

PREFACE

The 12th Regional Rock Mechanics Symposium (12th ROCKMEC'2018) jointly organized by the Turkish National Rock Mechanics Association and Karadeniz Technical University (KTÜ) Mining Engineering Department was held in Karadeniz Technical University Prof. Dr. Osman TURAN Culture and Congress Center on 3-5 October, 2018. In the symposium, it was aimed to provide a meeting for researchers and practitioners to discuss the solutions for rock mechanics problems, to share experiences and to present the most recent contributions in the field of rock mechanics. A total of 58 papers including 3 keynote lectures and 55 oral presentations were presented at the symposium with the participation of a large number of researchers and scientists from domestic and foreign countries. The themes of the symposium were "importance of standardization for rock characterization, strata movements in coal mining, roles of rock mechanics on depth dependent mechanical excavations, rock blasting for surface and underground mining, excavation and roof support for tunneling, excavatability, rock mechanics tests, computer-aided numerical modeling, slope stability, etc". In the symposium, products and services of companies operating in the fields of rock mechanics and mining companies from the sector were also exhibited. The 12th Regional Rock Mechanics Symposium (12th ROCKMEC'2018) was executed by the vigorous efforts of many individuals. First of all, I would like to thank the Rectorate of the KTU, who provided all kinds of support for the symposium. I gratefully acknowledge Dr. Ferdi CİHANGİR and Dr. Eren KOMURLU for their self-sacrificing secretariat of the symposium. I would like to express my gratitudes to Assoc. Prof. Dr. Hasan Aydın BİLGİN, The Chairman of the Turkish National Rock Mechanics Association for his support and contributions, to the scientific board members for evaluating the papers, to the symposium organizing committee members for cooperation. Finally, I would like to express my heartfelt thanks to all individuals and mining companies which contributed so generously to the success of this symposium.

Prof. Dr. Ayhan Kesimal (Head of the Symposium Organization Committee)

İçindekiler/ *Content*

Sayfa

Kaya karakterizasyonu, kaya mekaniği deneyleri ve ölçüm ve izleme teknikleri için standartlaşmanın önemi, uygulamadaki güçlükler ve geleceğe yönelik gereksinimler/ <i>Importance of standardization for rock characterization, rock mechanics tests and measurement and monitoring techniques, difficulties in practice and future needs</i> (R. Ulusay - Çağrılı Konuşmacı/ <i>Invited Speaker</i>)	 1
Development of an equipment to determine the direct shear strength of unfilled rock discontinuities (R. Córdova Rodríguez, E. do A. Vargas Jr., R. Q. Velloso, D. Prada & J.M. Mendoça)	 17
Nokta yükü dayanım indeksi deneyinde yükleme kolu boyunun yenilme yüküne etkisi/ <i>Influence of loading apparatus length on failure load in point load strength index test</i> (D. Akbay, R. Altındağ)	 26
Nokta yükü dayanım indeksinin yarılanmış karot örneklerinden belirlenebilirliğinin araştırılması/ <i>An investigation on determination of the point load strength index using half-split core samples</i> (M. Şahin, R. Ulusay)	 32
Experimental validation of anisotropic rock mechanical properties estimation using micro-mechanical approach (N. Gabssi, S. Ezzeiri, A. Karrech, E. Hamdi, Z. Lafhaj)	 41
Kars-Kağızman kaya tuzunun tek eksenli basınç altında gerilme-birim deformasyon-elektriksel direnç davranışı/ <i>Stress-strain-electrical resistance behavior of Kars-Kağızman rock salt under uniaxial compressive</i> (İ. Özkan, M. Mesutoğlu, Z. Kızıldaş)	 49
The Effect of Loading Cycles on The Uniaxial Compressive Strength of The Rock Under Cyclic Loading (M.H. Beşer, K. Aydın)	 59
Karbonatlı kayaların basınç dayanımı ve elastisite modülünün sertlik yöntemlerinden tahmin edilmesi/ <i>Estimation of compressive strength and elasticity modulus of carbonated rocks from hardness methods</i> (A. Teymen)	 62
Influence of mineral content on rock durability in acidic environments (D. Fereidooni, M.H. Ghobadi)	 72
Derinlik kayalarının basınç ve çekme dayanımının P-dalga hızından tahmin edilebilirliğinin araştırılması/ <i>Investigating the predictability of the compressive and tensile strength of plutonic rocks from the P-wave velocity</i> (A.N. Canpolat, S. Kahraman, A. Çolak, Ş.A. Yurdacan)	 79
Investigation of Particle Size Distribution of Muckpile in a Dolomite Quarry (O. Akyildiz, T. Hudaverdi, & A.S. Coşkun)	 83

Bir Kalker Ocağında Delme-Patlatma Sonrası Üretim Miktarının Jeodezik Yöntemler ile Belirlenmesi/ <i>Determination of Production Amount After Drilling-Blasting in a Limestone Quarry by Geodetic Methods</i> (B. Mantaş, H. Özşen)	89
Açık İşletme Patlatmalarının Yeraltı Maden Ocaklarına Olan Etkileri (G. G. Uyar, E. Yaman, N.O. Güngör, A. Arpazlı)	95
Patlatmalı Sığ Tünel Kazılarının Tasarımı ve Sanayi Tesislerine Etkilerinin Kontrolü/ <i>Design for Shallow Tunnelling and Inspection of Blasting Effects Under Industrial Plants</i> (Y. Mahmutoglu, G. Şans, A. Kahrman, M. Sarıdede)	101
Sığ Derinliklerde Zayıf Kayalarda Açılan Tünelde Kazı- Destek Tasarımına Bir Örnek; Sivas Mevlana Tüneli/ <i>Sığ Derinliklerde Zayıf Kayalarda Açılan Tünelde Kazı- Destek Tasarımına Bir Örnek; Sivas Mevlana Tüneli</i> (D. Erik, M. Mutlutürk, K. Karakaş)	107
Numerical Analysis for the Effect of the Vertical Stress on the Support Systems Proposed by RMR89 (M. Kanik, Z. Gurocak)	113
Salarha (Rize) tüneli güzergâhındaki kaya kütlelerinin kazılabilirlik açısından incelenmesi/ <i>Investigation of the excavatability properties of the rock masses along the Salarha (Rize) tunnel</i> (A. Kaya, A. Sayın)	120
Çok Dilimli Arkadan Göçertmeli Uzunayak Yönteminde Sayısal Modelleme Yöntemi ile Zamana Bağlı Gerilme Analizi/ <i>Time-Dependent Stress Analyses by Numerical Modeling on Multi Slice Longwall Top Coal Caving Method</i> (C. O. Aksoy, K. Küçük, G. G. Uyar)	127
Sabit yük altındaki bazı kayaçların Elastisite Modülü ve Poisson Oranı'ndaki değişimin zamana bağlı değişiminin incelenmesi/ <i>Analyzing of time-dependent changes in Elastic Modulus and Poisson's Ratio of some rocks under constant load</i> (G. G. Uyar, C.O. Aksoy, V. Özacar, H.E. Yaman, S. Eren)	134
Sabit yükler altında kayaçların deformasyon mekanizmasını ifade eden yeni matematiksel yaklaşım/ <i>New mathematical approach for represnting deformation mechanism of rocks under constant load</i> (C.O. Aksoy, G. G. Uyar, S. Şafak, V. Özacar, H.E. Yaman)	141
Kaya Duraylılığının Nümerik Modelleme İle Belirlenmesinde Yeni Bir Method/ <i>A new approach to stability analysis of rock structures by numerical modelling</i> (C.O. Aksoy, G.G. Uyar, S. Utku)	148
Particle swarm optimization approach for prediction of hard rock penetration rate in Azad dam of Iran (A. Aghajani Bazzazi, A. Alianvari , S. Golmohammadi, S.Moradi, N.Zandi)	154

Bir bakır madeni artıklarının dayanım özelliklerinin belirlenmesi/ <i>Determination of strength properties of copper mine tailings</i> (A. Başçetin, H. Eker, S. Tüylü, D. Adıgüzel)	162
Analytical solution to determine critical cohesion and exposure height of backfill when mining adjacent stope (L. Yang, B. Yan, E. Yilmaz)	168
Research on acoustic emission behavior and failure mechanisms of rock-tailings specimens (S. Cao, E. Yilmaz)	174
Effect of methyl-silane on total performance of cemented paste backfill (B. Koohestani, A.K. Darban, E. Yilmaz, P. Mokhtari)	180
Potasyum Katyonunun Soma Havzasındaki Killi Zeminlerin Stabilizasyonuna Etkisi/ <i>Effect of Potassium Cation on Stabilization of Clayey Soils in Soma Basin</i> (C.B. Kocaman, K. Küçük)	189
Derbent –Beyaz Tuf Taşının Mekanik Özelliklerinin Modellenmesi/ <i>Modeling of the Mechanical Properties of the Derbent –White Tuf Stone</i> (G. Daloğlu, M. Önder)	193
Assessment of Petroleum geology of Iskenderun Basin (E. Yaşar)	200
Arazide ve laboratuvarında yapılan sismik ölçümlerle kayaç sökülebilirliğinin belirlenmesi: Trabzon ili örneği/ <i>Determination of rock rippability by seismic surveying in field and laboratory: Example from Trabzon city</i> (H. Karşlı, A.E. Babacan, M. Senkaya & K.Gelişli)	207
Çimentolu enjeksiyon ile bir maden kuyusunun geçirimsizliğinin sağlanması ve enjeksiyon alarının kaya kütlesi özellikleri ile ilişkilendirilmesi/ <i>Permeation grouting of a mine shaft by cementitious grouting and relating the grout take with the rock mass properties</i> (İ.F. Öge, H. Göksu, B. Özkan, E. Soyer, C. Ersoy, F.E. Yağımlı, A. Türkoğlu, Y. Tonbaktepe)	216
Predicting the physico-mechanical properties of marbles from electrical resistivity (S. Kahraman, E. Öğretici, T. Yeken)	223
The predictability of the compressive and tensile strength of Konya pyroclastic rocks from the block punch index (S. Kahraman, T.K. Gün, B. Güneş, İsmail İnce)	227
Pamukkale güncel travertenlerinin farklı çökeltim ortamlarındaki jeomekanik özelliklerinin İğne Penetrometre ölçümleri ile incelenmesi/ <i>Geomechanical investigation of Pamukkale current travertine deposition in different sedimentation environment by using needle penetrometer measurements</i> (H. Kumsar, M. Özkul, A. Gökgöz)	231

Tünel Projelerinde Kullanılan Nümerik Modelleme Teknikleri ve Mesh Sistemleri ile İki ve Üç Boyutlu Analizlerin Karşılaştırılması/ <i>Numerical Modeling Techniques and Mesh Systems Used in Tunnel Projects and Comparison of 2D and 3D Analyzes</i> (Ü. Güney, İ.C. Engin)	240
Çimento Dolgulu ve Sürtünmeli Kaya Bulonlarının Sonlu Elemanlar Modeli ile Aderans Tahkikinin Yapılması/ <i>Adherence Evaluation of Cement Filled and Frictional Rock Bolts by Finite Elements Model</i> (Ü. Güney, İ.C. Engin)	249
Support Performances of Elastomer Thin Spray-on Liners (TSLs) against the Rock Burst: A Case Study (E. Komurlu)	255
Uzunayak Madenciliğinde Tavan Göçük Risklerinin Değerlendirilmesi/ <i>Assessment of Roof Collapse Risks in Longwall Mining</i> (M.E. Yetkin, T. Mallı, M.K. Özfiat)	261
Nokta Yük Dayanım Değerleri ile Tek Eksenli Basma Dayanım Değerinin Yapay Sinir Ağları Kullanılarak Tahminlenmesi/ <i>Estimaton of Point Load Index and Uniaxial Compressive Strength Values using Artifical Neural Networks</i> (M.E. Yetkin, M.K. Özfiat, B. Kahraman)	268
Magmatik ve Sedimanter Kayaçların Dokusal Özelliklerinin Kırılabilirliklerine Etkisinin Araştırılması/ <i>An investigation into the Effects of Textural Properties of Igneous and Sedimentary Rocks on Their Crushability</i> (S. Çayırılı, R. Çomaklı)	273
Effect of increasing temperature on the unconfined compressive strength and P-wave velocity of different carbonate rocks (M.O. Sunnetci, M. Karahan, H. Ersoy)	279
Yüksek Sıcaklık Etkisinde Kalan Volkanik Kayaçların Fiziksel ve Mekanik Özelliklerinin Sıcaklık Derecesi ve Süresine Bağlı Değişimi/ <i>Temperature and Heating Duration Dependent Change in Physical and Mechanical Properties of Volcanic Rocks under the High Temperature Effect</i> (M. Karahan, H. Ersoy, M.O. Sunnetci, H. Karahan, H. Kolaylı)	283
Temel Kaya Mekaniği Parametrelerinin Mohr Dairesi ve p-q Grafiği ile Karşılaştırmalı Analizi/ <i>Comparative Analysis of the Fundamental Rock Mechanics Parameters by Mohr Circle and p-q Graph</i> (O. Kantarcı, T. Yılmaz, F. Cihangir, A. Kesimal)	290
İri Çakıl Agrega Malzemesi Dayanımının Kestirimi/ <i>Strength Estimation of Coarse Gravel Aggregate Material</i> (A. Özarslan, K. Selyani & E. Köken)	297

Kayaçların direkt çekme dayanımlarının belirlenmesinde kullanılacak en uygun dumbel şekilli numune geometrisinin belirlenmesi/ <i>Determination of the most suitable dumbell shaped sample geometry to be used in determining the direct tensile strengths of rocks</i> (S. Demirdağ, T. Efe, N. Şengün, K. Tüfekçi, R. Altındağ)	 305
Volkanik bir kaya kütleğinde şev duraylılığının Q-Slope ve limit denge yöntemleri ile değerlendirilmesi/ <i>Stability assessment of slopes in a volcanic rock mass by using the Q-Slope and limit equilibrium methods</i> (İ.F. Öge, M. Sarıtaş, F.E. Yağımlı, A. Türkoğlu, Y. Tonbaktepe)	 316
Yeraltı Kömür Ocaklarında Kaya Saplamlarının Uygulanabilirliğinin Nümerik Olarak Modellenmesi/ <i>Numerical Modelling of Rock Bolt Usability in Underground Coal Mines</i> (G.G. Uyar, Y. Özçelik, N. O. Güngör, S. Şenkal)	 322
İskenderun Siyah Mermer (Alexandrette Black) Açık Ocak Sahasının İş Güvenliği Açısından İncelenerek Fine Kinney Metodu ile Risk Analizi/ <i>Evaluation of the Iskenderun Black Marble (Alexandretta Black) Open Mining Field Examining in terms of Occupational Safety and Risk Analysis with Fine Kinney Method</i> (O. Kozan, O.E. Kök, İ. Tanrıverdi, Y. Erdoğan)	 333
Estimation of core cutting specific energy using rock strength parameters/ <i>Karot kesme spesifik enerjisinin kaya dayanım parametreleri ile kestirimi</i> (S. Yaşar)	 343
Performance of a roadheader under harsh working environment/ <i>Zor çalışma ortamındaki bir kollu galeri açma makinesinin performansı</i> (S. Yaşar)	 348
Kayadan Oyma Yapıların Kazısında Kollu Galeri Açma Makinelerinin Kazı Performansının Analizi ve Önceki Modellerle Karşılaştırılması/ <i>Analyzing the Roadheader Excavation Performance in the Excavation of Rock-Cut Structures and a Comparison with Previous Models</i> (R. Çomaklı)	 353
Ordu-Mesudiye-Koyulhisar devlet yolu Topçam T1 tüneline yapılan patlatmaların Topçam HES projesi cebri borusuna etkisinin araştırılması/ <i>Investigation of the effects of blastings made in the Ordu-Mesudiye-Koyulhisar state road Topçam T1 Tunnel on the Surface Penstock Pipe of Topçam HEPP</i> (F. Cihangir, B. Erçikdi, K. Karaman, T. Yılmaz, A. Kesimal)	 360
Farklı Yöntemlerle Kayaç Yoğunluğunun Değerlendirilmesi/ <i>Evaluation of Rock Density by Different Methods</i> (A.O. Çakır, K. Karaman, A.O. Yılmaz)	 370
Yeraltı Açıklıklarında Kayaların Duraylılık Analizi için Zaman-Yük-Deformasyon-Dayanım Hiperyüzeylerinin Oluşturulması: Yeni Bir Yaklaşım/ <i>A new approach to time-load-deformation-stress hypersurface of rocks to stability control of underground openings</i> (C.O. Aksoy, G.G. Uyar, S. Şafak)	 375

Eti Bakır A.Ş. Murgul Çakmak kaya Sahası Şev Stabilite Sorunları ve Buna Yönelik Geliştirilen Çözümler: Uygulama Çalışması/ <i>Slope Stability Problems on Eti Bakır A.Ş. Çakmak kaya Open Pit Field and Provided Solutions: A Case Study</i> (Ü. Arkadaş, M.S. Kabaloğlu)	 381
Bir Bakır Madeninde Kireç Taşından Oluşan Yan Kayacın Çimentolu Kaya Dolgu Malzemesi Olarak Kullanılabilirliğinin Araştırılması/ <i>Investigation of Using limestone Wall Rock of a copper mine as a Cemented Rock Fill Material in The Underground Mining</i> (Gökhan Külekçi, Ali Osman Yılmaz, Mustafa ÇULLU)	 390
Koza Altın İşletmeleri A.Ş. Mastra Altın Madenini Yeraltı İşletmesi Püskürtme Beton İyileştirme Çalışmaları: Fiberin Değiştirilmesi/ <i>Improving the Performance of Shotcrete Applications in Koza Gold Corporation Mastra Gold Mine by Changing the Fiber Material</i> (Bahri ÇOŞKUN, Murat AKSAKAL, Kemal KARAKAYA, Kadir Tolga DEMİRKİRAN)	 394
Bir Manyezit Madeninde Farklı Delik Çaplarıyla Yapılan Uygulama ve Değerlendirilmesi/ <i>A Blasting Operation with Various Drill Diameters and Its Assessment</i> (H.Baran Kırman, Savaş Karademir, Ergün Alpaydın)	 399
Kömür Madenciliğinde Tabaka Hareketleri Kaynaklı Sorunlar/ <i>Problems Related to Strata Movements in Coal Mining</i> (Bahtiyar Ünver, Çağrılı Konuşmacı/ <i>Invited Speaker</i>)	 403
Derinliğe bağlı mekanize kazıda ortam koşullarının ve kaya mekaniği parametrelerinin rolü/ <i>Roles of rock mechanical parameters and medium conditions on depth dependent mechanical excavation</i> (Raşit Altındağ, Çağrılı Konuşmacı/ <i>Invited Speaker</i>)	 422

Kaya karakterizasyonu, kaya mekaniği deneyleri ve ölçüm ve izleme teknikleri için standartlaşmanın önemi, uygulamadaki güçlükler ve geleceğe yönelik gereksinimler

Importance of standardization for rock characterization, rock mechanics tests and measurement and monitoring techniques, difficulties in practice and future needs

R. Ulusay

Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 06800 Beytepe, Ankara

ÖZET: Kaya mekaniği, kaya kütlelerini oluşturan kaya malzemesinin ve doğal süreksizliklerin mekanik özelliklerinin ve davranışlarının karakterize edilmesi konusunu kapsarken, kaya mühendisliği ise, örneğin kayanın ne kadarlık bir yükü taşıyabileceği veya kayada güçlendirmenin gerekli olup olmadığı gibi mühendislik durumlarıyla ilgilenir. Kaya mühendisliğinde geliştirilen modeller, özellikle sınır koşulları (örneğin; arazi gerilmeleri, yeraltı suyu ve kaya mühendisliği yapısının boyutları), kaya malzemesinin, süreksizliklerin ve kaya kütlesinin özellikleri gibi girdi verisine önemli düzeyde bağlıdır. Kaya malzemesinin, süreksizliklerin ve kaya kütlesinin özelliklerinin doğru şekilde değerlendirilmesi, önemli düzeyde deneyim ve karar verme desteğiyle birlikte laboratuvar ve arazide kaya mekaniği deneylerinin yapılmasını gerektirir. 1974'ten bu yana ISRM tarafından çok sayıda çalışma gruplarıyla yapılan işbirliğiyle kaya mekaniğinin farklı konularında bir dizi önerilmiş yöntem geliştirilmiştir. Bu bildirinin ilk bölümünde; “deney yöntemi” ve “standart” kavramları üzerinde durulmuş ve kaya mekaniği deney yöntemleri için standardizasyonunun önemi vurgulanarak, ilgili bazı uluslararası standartlara ve ISRM tarafından önerilmiş yöntemlerin geliştirilmesinde izlenen aşamalara değinilmiştir. İkinci bölümde ise, kaya mekaniği deneyleri konusunda işlerin yürütülmesiyle ve sözleşmelerle ilgili olarak uygulamada karşılaşılan bazı durumlar tartışılarak önerilerde bulunulmuş ve kaya karakterizasyonu, deneyleri ve izleme teknikleriyle ilgili yakın geleceğe yönelik başlıca gereksinimler sunulmuştur.

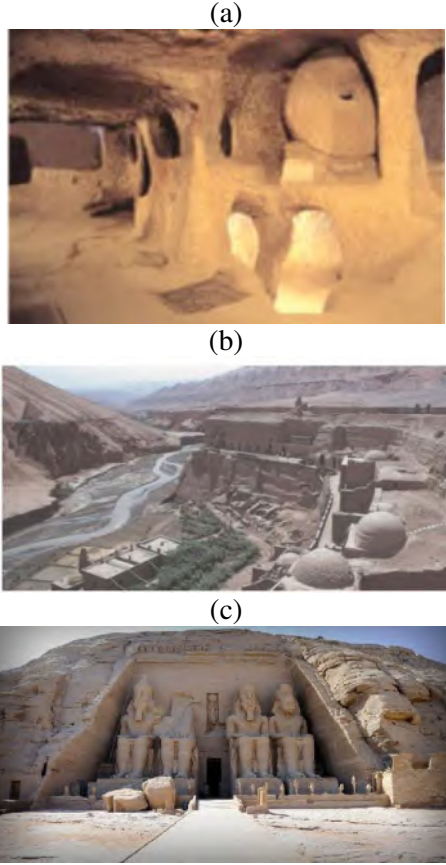
ABSTRACT: Rock mechanics involves characterizing mechanical properties and behaviour of rock material and discontinuities of rock masses, while rock engineering is concerned with specific engineering circumstances, for example, how much load can be carried by the rock and whether the reinforcement is necessary. The models developed in rock engineering considerably depend on the input data such as boundary conditions (e.g. in-situ stresses, groundwater and geometry of rock engineering structure), the properties of rock material, discontinuities and rock mass. The correct evaluation of the properties of rock material, discontinuities and rock mass requires laboratory and in-situ tests, supplemented with a high degree of experience and judgment. Since 1974, a succession of the ISRM Suggested Methods (SMs) for different aspects of rock mechanics have been developed by ISRM with the contribution of a number of working groups. In the first part of this paper, the aspects of “test method” and “standard” are mentioned and importance of standardization for rock testing methods is emphasized and the procedures followed in the development of ISRM SMs are given. In the second part, some implementation and the contractual issues which are associated with rock testing and experienced in practice, and some suggestions are given and the main near future needs in the rock characterization, testing and monitoring are introduced.

1 GİRİŞ

Kayalar medeniyetin doğuşundan bu yana yapı malzemesi olarak kullanılagelmiş ve bunların üzerinde ve içinde farklı yapılar inşa edilmiştir. Dünya'nın farklı yerlerinde değişik medeniyetlerden kalma kaya içinde inşa edilmiş tarihi kalıntılar mevcuttur. İnsanoğlu ayrıca

geçmişte yeraltı yapıları da inşa etmiş olup, Türkiye’de Kapadokya’daki (MÖ2000-MS500) yeraltı ve yarı yeraltı şehirleri, Mısır Thebes’teki firavun mezarları (MÖ3000-2300), Hindistan’daki Ajanta ve Ellora mağaraları, Batı Türkistan’da kırmızı kumtaşları içinde inşa edilmiş Kızıl Mağara ve Bezelik Mağarası (MÖ420-589) ve

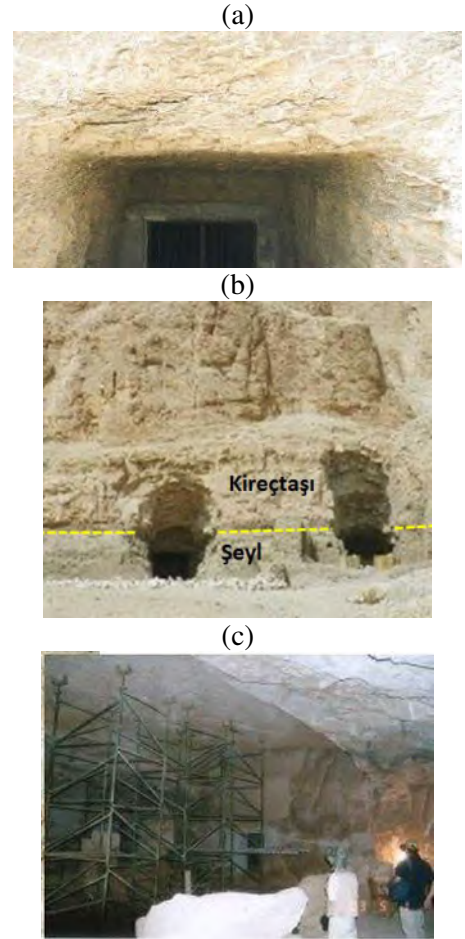
İran'daki Kandovan yeraltı evleri bu tür yapıların tipik örnekleridir (Şekil 1).



Şekil 1. Tarihi yeraltı kaya yapılarından örnekler: (a) Kapadokya'da bir yeraltı şehri, (b) Bezelik, Türkistan (Aydan 2012'den), (c) Thebes, Mısır (tripadvisor.ca).

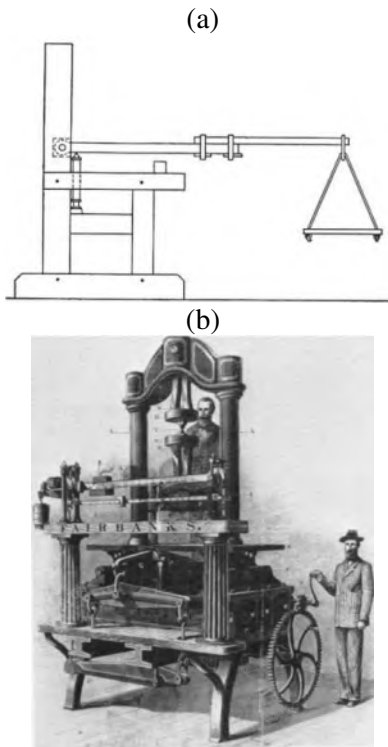
Bir kısmı günümüzden binlerce yıl önce Dünya'nın farklı yerlerinde kaya içinde inşa edilmiş olan devasa mühendislik yapıları dikkate alındığında, katılar ile akışkanları ve bunlarla ilgili deney ve izleme tekniklerini yönlendiren mekanikle ilgili kuramların öncülerinin kimler oldukları tartışmaya açıktır. Bununla birlikte, Neolitik dönemde sert ve yumuşak ahşap malzemelerin ve taşın nicel sınıflamasının bilinmediğini düşünmek oldukça güç olup, çok eski medeniyetlerin, muhtemelen sadece deneyime dayalı da olsa, malzeme dayanımı hakkında bir fikre sahip oldukları söylenebilir. Kısa ve uzun dönemdeki kaya karakteristiklerinin anlaşılmasıyla ilgili gelişmeler konusunda Mısır'ın Luxor bölgesinde inşa edilmiş firavun mezarları (Aydan & Geniş 2004, Hamada vd. 2004) iyi bir örnek olabilir. Bu bölgede mezarların inşasına ilk kez başlandığında mevcut kazı gereçleri de dikkate alınarak, mezarların öncelikle yumuşak şeyl birimi içinde kazılması öngörülmüştür. Ancak şeylin kolayca bozunmaya maruz kalması nedeniyle (Şekil 2a) mezar açıklıklarının tavan kesimlerinde

bazı duraysızlık sorunlarıyla karşılaşmıştır. Bu nedenle daha sonra açıklıkların tavanı kireçtaşında, yan duvarları ise şeyl içinde kalacak şekilde kazıda değişikliğe gidilmiştir (Şekil 2b). Bununla birlikte, şeylin hemen üstündeki kireçtaşı seviyesinin ileri derecede eklemli bir karakteristiğe sahip olması nedeniyle geniş açıklıkların tavanında günümüzde duraysızlık sorunlarıyla karşılaşmaktadır (Şekil 2c). Bu mezarlarda yapılan incelemeler (Aydan & Geniş 2004, Hamada vd. 2004); o dönemlerde kazı tekniklerindeki gelişmeler ve kaya karakteristiklerinin daha iyi anlaşılmasıyla yeraltı mezarlarının inşası için zamanla yumuşak kireçtaşının tercih edildiğini ve boşlukların yönelimlerinin, bırakılan topukların sayısının ve boyutlarının bazı hesaplamalara göre belirlenmiş olacağına işaret etmektedir.



Şekil 2. Eski Mısır'da yeraltı kazısı tekniklerinin gelişimine örnek: (a) şeyl, (b) tavan kireçtaşında, yan duvarlar şeylde açılmış, (c) kireçtaşında tavan duraysızlıkları (Aydan & Geniş 2004, Hamada vd. 2004'ten). "Kaya mekaniği", en yalın tanımıyla temel mekanik biliminin kayalara uygulanmasıdır. Mekaniğin önceden gerilmeye maruz kalmış ve doğal şekilde oluşmuş malzemelere büyük ölçekte uygulanması, kaya mekaniğini ve kaya mühendisliğini diğer mühendislik disiplinlerinden

ayırır başlıca faktördür. İlk deneysel kaya mekaniği çalışmaları, Paris'teki Saint Genevieve Kilisesi'nin kolonlarının tasarımı için bir kaldırıcı sistemini içeren bir deney aletini kullanarak küp şeklinde hazırlanmış örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımlarını tayin eden (Şekil 3a) Gaulthey tarafından 1770'te yapılmıştır. Gaulthey bu çalışmasında, boyu daha uzun örneklerin daha düşük dayanıma sahip olduklarını rapor etmiş (Hudson vd. 1972) ve 1770'lerde Fransa'dan derlediği kayalarda yaptığı deneylerin sonuçlarını yazdığı makalesinde sunmuştur (Coulomb 1776, Heyman 1972'den). Bunu izleyen dönemlerde malzemelerin ve kayaçların dayanımlarının tayin edilmesi amacıyla bazı deney aletleri geliştirilmiş (Şekil 3b) olup, bu süreç günümüzde de devam etmektedir. Tarihsel olarak bakıldığında, kaya mekaniği konusu kaya fiziği esaslı olarak 1950'lerde başlamış olup, 1960'larda giderek gelişme kaydetmiştir. Kaya mekaniği yeni bir disiplin olarak, başta Profesör Leopold Müller'in çabaları olmak üzere, 1962'de Avusturya'nın Salzburg kentinde doğmuş ve bu amaçla kurulan Uluslararası Kaya Mekaniği Birliği (ISRM)'nin ilk resmi kongresi 1966'da düzenlenmiştir.



Şekil 3. Bazı eski kaya mekaniği deney aleti örnekleri: (a) Gaulthey'in makinesi (Timoshenko 1953'ten), (b) 1880'lerin deney aleti (Abbott 1884'ten).

“Kaya mühendisliği” ise, kayaları konu alan mühendislik çalışmaları olup, diğer bir ifadeyle kaya mekaniğinin, örneğin baraj inşası, şev kazıları, tüneller, çok büyük yeraltı açıklıkları,

hidroelektrik santralleri, maden işletmeleri, yapı temelleri, yer altında depolama vd. gibi başlıca inşaat, maden ve petrol mühendisliği uygulamalarında kullanımıdır. Çağdaş kaya mühendisliğinin başlıca uygulama alanları Çizelge 1'de verilmiş olup, saha karakterizasyonu ile laboratuvar ve arazi deneyleri kaya modellemesi ve kaya mühendisliği tasarımları için önemli girdiler sağlarlar. Bu nedenle, kaya özelliklerinin hem laboratuvar da hem de arazide tayin edilmelerinin yanı sıra, kaya davranışının ve yapılarının izlenmesi kaya mühendisliğinde ve kaya mekaniğindeki önemli konulardandır. Kaya mekaniğinin mühendislik uygulamalarındaki öneminin daha iyi anlaşılmasıyla birlikte, bu alanda artan çalışmalara ve hızla gelişen teknolojiye koşut olarak, çok sayıda laboratuvar deney ve arazi karakterizasyonu yöntemleri geliştirilmiştir. Ayrıca küçük örneklerden elde edilen laboratuvar deneylerinin sonuçlarının kaya mühendisliğinde problemlerin tümünün çözümü için doğrudan uygulanamayabileceğinin fark edilmesiyle birlikte, dikkatler arazi deneylerinin ve izleme tekniklerinin geliştirilmesi üzerinde yoğunlaşmıştır. 1966'da ISRM Deney Yöntemleri Komisyonu'nun kurulmasından sonra bu komisyonca oluşturulan çalışma gruplarının çabaları ve diğer bazı ISRM komisyonlarıyla yapılan işbirliği sonucunda yeni yöntemler geliştirilmiş ve geliştirilmeye devam edilmektedir.

Bu bildirinin ilk bölümünde; “deney yöntemi” ve “standart” kavramları üzerinde durulmuş ve kaya mekaniği yöntemlerinde standardizasyonunun önemi vurgulanarak, ilgili bazı uluslararası standartlara ve ISRM tarafından önerilmiş yöntemlerin geliştirilmesinde izlenen aşamalara değinilmiştir. İkinci bölümde ise, konuyla ilgili işlerin yürütülmesiyle ve sözleşmelerle ilgili olarak uygulamada karşılaşılan bazı durumlar tartışılarak önerilerde bulunulmuş ve kaya karakterizasyonu ve deneyleri ve izleme teknikleriyle ilgili yakın geleceğe yönelik başlıca gereksinimler sunulmuştur.

2 DENEY YÖNTEMLERİ VE STANDARTLAR

“Deney yöntemi”; bir malzemenin tek veya daha fazla sayıda niteliğinin, karakteristiğinin veya özelliğinin belirlenmesi veya ölçülmesi amacıyla geliştirilmiş yazılı dokümandır. Kaya malzemelerinin belirli fiziksel ve mekanik özelliklerinin doğrudan veya dolaylı olarak

Çizelge 1. Kaya mühendisliğinin başlıca uygulama alanları (Ulusay & Gerçek 2016).

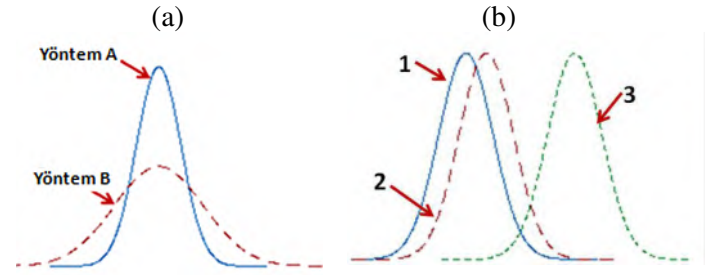
Müh.	Yeraltı	Yerüstü
Madencilik	• Uzun süreli (galeriler, kuyular vd.) ve kısa süreli (taban yolu vd.) servis açıklıklarının tasarımı ve desteklenmesi • Üretim kazılarının (örneğin; uzun ayaklar, ara katlar, oda-topuk panelleri vd.) tasarımı ve desteklenmesi • Oda-topuk işlemleri için topukların, uzun ayak panellerinin, kuyuların vd.'nin tasarımı • Yeraltı madenciliğinden kaynaklanan yüzey etkileri (örneğin; sübsidans/çökme) • Kaya veya kömür patlamaları, akustik emisyon	Açık işletme planlaması ve tasarımı • Kaya şevlerinin duraylılığı • Basamak tasarımı • Yol tasarımı
	Cevher zenginleştirme için kayaçların kırılması (örneğin, kırma ve öğütme)	
	Delme, patlatma, çatlatma, kesme, kazma, ripperleme vd.	
İnşaat	Aşağıdaki amaçlarla tünel tasarımı ve desteklenmesi • Ulaşım (karayolu, demiryolu, alt geçit, su altı geçişi) • Nakil (su, drenaj, atık su sistemi) • Altyapı (su, elektrik, kablo, gaz) • Enerji tesisleri (giriş, su alma, basınç, türbin çıkış kanalı vd.)	Aşağıdakiler için kaya şevlerinin duraylılığı (doğal veya insan yapısı): • Otoyollar veya demiryolları • Kanallar • vd. Aşağıdakiler için kaya temelleri: • Binalar, • Barajlar, • Köprüler, • vd.
	Büyük yeraltı boşluklarının tasarımı ve desteklenmesi • Enerji ve araştırma – Hidroelektrik santralleri – Nükleer enerji santralleri – Araştırma açıklıkları (örneğin, CERN) • Depolama – Petrol, su, doğal gaz, basınçlı hava – Atıklar (kimyasal, nükleer) – Diğerleri (tahıl, gıda, vd.) • Toplum – Konutlar, tren veya yeraltı istasyonları, araç parkları – Alışveriş merkezleri, kültürel ve spor tesisleri – Ofisler, fabrikalar • Savunma – Halk (sığınak, depolama) – Askeri (silahlar, cephane, araçlar, uçaklar) – Nükleer (ICBM siloları, savunma yönetim merkezleri)	
Petrol ve Doğal Gaz	• Rezervuar ve örtü kayaçlarının mekanik özellikleri ve davranışları • Sondaj kuyuları • Desteksiz petrol kuyularının tasarımı ve duraylılığı, • Hidrolik çatlatma	

taini amacıyla çok sayıda deney yöntemi geliştirilmiştir. Bununla birlikte, bu yöntemlerden bazıları yaygın kullanım alanı bulmuşlardır. Örneğin, kaya malzemesinin çekme dayanımı için birden fazla yöntem önerilmişse de, bunlar arasında sadece biri (Brazilian çekme dayanımı deneyi; ISRM 1981, 2007; ASTM 2008) kaya mühendisliğinde en yaygın şekilde kullanılan çekme deney yöntemi olmuşken, diğer yöntem olan doğrudan çekme deneyi ise, içerdiği bazı güçlükler nedeniyle yeterince popüler olamamıştır.

Ayrıca aynı kaya malzemesi üzerinde aynı kişi tarafından aynı laboratuvar da ve aynı cihaz kullanılarak veya farklı kişiler tarafından farklı laboratuvarlarda benzer tasarıma sahip cihazlar kullanılarak aynı deney yönteminin tekrarlanması her zaman karşılaştırılabilir sonuçların elde edilmesini sağlamaz. Bu açıdan, herhangi bir deney yöntemi için “yinelenebilirlik-repeatability” ve “yeniden yapılabilirlik-reproducibility” kavramları da dikkate alınmalıdır. Her iki kavram da, özellikle kimya ve mühendislik alanlarında ölçüm hassasiyetini ifade ederler.

Deneysel kaya mekaniğinde yinelenebilirlik; aynı kişi tarafından, eşdeğer koşullar altında aynı yöntem ve deney aleti kullanılarak özdeş örnekler üzerinde çok sayıda deney yapıldığında tayin edilen hassasiyettir. Diğer bir ifadeyle yinelenebilirlik; aynı kişinin aynı malzeme üzerinde, aynı koşullarda, aynı gereci kullanarak aynı ölçümü tekrarlamasıdır. Örneğin; bir teknisyen kalınlık ölçümünü A yöntemini 20 kez kullanarak almış ve daha sonra bu ölçümü B-yöntemini kullanarak tekrarlamış olsun. Her iki yöntem ile alınmış kalınlık ölçümlerinin yoğunluk fonksiyonları gösterildiği Şekil 4a’dan A-yöntemi ile alınan kalınlık ölçümlerinin daha az değişim gösterdiği, dolayısıyla A-yöntemiyle B-yöntemine göre daha fazla yinelenebilir ölçüm alındığı anlaşılmaktadır. Diğer yandan yeniden yapılabilirlik, farklı kişilerin farklı gereçler kullanarak özdeş kaya örnekleri üzerinde aynı yöntemlere deney yapması halinde tayin edilen doğruluk (Glassel 2014) olup, kişinin deney sırasında deney yapış şekliyle ilgili farklılıkların neden olduğu ölçüm sistemindeki değişkenlik olarak da düşünülebilir. Bu kavramla ilgili bir örnek olarak, 3 ayrı laboratuvar da (1, 2 ve 3) bir özellik aynı ölçüm gereci kullanılarak 20’şer kez ölçülmüş olsun. Bu ölçümlerin yeniden yapılabilirliğinin gösterildiği Şekil 4b’den görüleceği üzere, 1. ve 2. laboratuvarlarda alınan ortalama ölçümlerin değişimi arasındaki fark 1. ve 3. ölçümlerde yeniden yapılabilirlik oldukça

düşüktür. Değinilen bu hususlar deneylerde, karakterizasyonda ve izlemelerde standartların veya önerilmiş yöntemlerin kullanılmasını gerekli kılmaktadır.



Şekil 4. (a) Yinelenebilirlikle ilgili olarak A ve B yöntemleriyle alınan kalınlık ölçümlerinin olasılık yoğunluğu fonksiyonları, (b) yeniden yapılabilirlikle ilgili olarak üç farklı laboratuvar da (1, 2, 3) alınan ortalama ölçümlerin değişimi arasındaki fark.

“Standart”, bir topluluk veya birlik tarafından ilkeler konusunda oybirliğiyle mutabık kalınarak geliştirilmiş ve o topluluğun veya birliğin yönetmeliklerine göre uygun şekilde onaylanmış doküman olup, farklı türde ve çok sayıda standart söz konusudur. Esas olarak standartlar; ürünler, sistemler, süreçler veya hizmetlerle ilgili gereksinimleri ve/veya önerileri içerirler. Standartlar herhangi bir ölçümü veya deney yöntemini tanımlamak veya özel bir konuda yaygın bir terminoloji oluşturmak için de geliştirilebilirler. Standartlar gönüllü olarak kullanılırlar, dolayısıyla bunların uygulanmaları konusunda yasal bir zorunluluk yoktur. Bununla birlikte, kanunlar ve yönetmeliklerde standartların kullanılması koşulu yer alabilir. Standartlar sadece, hükümetlerin bunlara yönetmeliklerde atıfta bulunmaları veya proje sözleşmelerinde bunların çalışmalarda kullanılmalarının belirtilmesi durumunda yasal olarak bağlayıcı olurlar.

Günümüzde kendi ülkeleri için standartlar geliştiren ulusal kurum ve kuruluşlar bulunmaktadır. Amerikan Deney ve Malzemeler Birliği (ASTM) D18.12 no.lu komisyonu bir dizi kaya mekaniği laboratuvar deney yöntemi geliştirmiştir. Diğer bazı ülkeler de kendi standartlarını geliştirmiş olup, örneğin İngiltere’de İngiliz Standartları (BS), Almanya’da Alman Standartları (DIN) gibi standartların yanı sıra, Türk Standartları (TS) ve Japon Jeoteknik Birliği (JGS) tarafından önerilmiş yöntemler söz konusudur. Kaya mekaniği deneyleri konusunda ISRM tarafından önerilmiş yöntemler ile ASTM’nin standart yöntemlerinin karşılaştırıldığı Çizelge 2’den görüleceği gibi, ISRM tarafından önerilmiş deney yöntemlerinin sayısı çok daha fazladır.

Çizelge 2. Kaya mekaniği ve kaya mühendisliği ile ilgili ISRM tarafından önerilmiş yöntemler ve ASTM tarafından geliştirilmiş standartların karşılaştırılması.

Deney/İzleme/Karakterizasyon yöntemleri	ISRM	ASTM
Kayaçları petrografik tanımlaması ^{a,b}	✓	
Kaya kütlelerinde süreksizliklerin nicel tanımlaması ^{a,b}	✓	
Saha araştırmaları için karotlu kaya sondajları ve sondajlardan karot alımı için standart uygulama		✓
Su içeriği ve yoğunluk tayinleri ^{a,b}	✓	✓
Kumla yer değiştirme ve suyla yer değiştirme yöntemleri ve nükleer yöntemle arazide yoğunluk tayini		✓
Gözeneklilik ve su emme tayinleri ^{a,b}	✓	
Schmidt çekici deneyi ^{a,b,c}	✓	✓
Shore sertliği deneyi ^{a,b}	✓	
Çentik sertliği indeks deneyi ^b	✓	
Cerchar deneyiyle aşınabilirlik tayini ^c	✓	✓
Ses dalgasıyla hız tayini ^{a,b,c}	✓	✓
Suda dağılmaya karşı duyarlılık deneyi ^{a,b}	✓	✓
Nokta yükleme dayanım indeksi deneyi ^b	✓	✓
Çekme dayanımı deneyi (Doğrudan ve Brazilian çekme deneyleri) ^{a,b}	✓	✓
Tek eksenli sıkışma dayanımı ve deformabilite deneyleri (E,v) ^{a,b}	✓	✓
Üç eksenli sıkışma deneyi (Laboratuvar) ^b	✓	✓
Şişen kayaçlar için laboratuvar deneyi ^b	✓	
Kayalardaki süreksizliklerin makaslama dayanımının tayini (Laboratuvar) ^{a,b,c}	✓	✓
Disk makaslama dayanım indeksi deneyi ^b	✓	
İğne batma deneyi ^c	✓	
Kaya malzemelerinin krip karakteristikleri (Laboratuvar) ^c	✓	✓
Donma ve çözünme deneyi		✓
Islanma ve kuruma deneyi		✓
Kayalarda laboratuvar deneylerinin elektronik formatta rapor edilmesi ^c	✓	
Çentikli Brazilian disk örneği ^b ve yarı-dairesel bükülme örneği ^c yöntemleri kullanılarak Mod I çatlak tokluğunun tayini	✓	
Mod II çatlak tokluğunun tayini ^c	✓	
Kaya malzemesinin dinamik dayanım parametreleri ve Mod I çatlak tokluğu ^c	✓	
Tek eksenli sıkışma altında kaya malzemesi için tam gerilme-birim deformasyon eğrisi ^b	✓	
Kaya malzemesinin geçirgenliğinin tayini (Laboratuvar)		✓
Kaya bulonu deneyi ^{a,b}	✓	✓
Kaya ankrajı deneyi ^{a,b}	✓	✓
Kayaçların şişmesi ve ufalanmasının arazide pratik şekilde tayini ^b	✓	
Büyük ölçekli örnekleme ve eklemlili kaya için 3-eksenli deney (Arazi) ^b	✓	
Kaya süreksizliklerinin makaslama dayanımının arazide tayini ^{a,b}	✓	✓
Sondajlarda jeofizik log alımı ^{a,b}	✓	
Kuyu içi ve kuyular arası sismik deney ^b	✓	
Kaya mühendisliğinde kara jeofiziği ^b	✓	
Kaya mühendisliğinde sondaj jeofiziği ^b	✓	
Plaka yükleme yöntemiyle kaya kütlelerinin deformabilitesinin arazide tayini ^b	✓	✓
Geniş yassı veren kullanılarak kaya kütlelerinin deformabilitesinin arazide tayini ^b	✓	
Dilatometre kullanılarak kaya kütlelerinin deformabilitesinin arazide tayini ^b	✓	
Ekstansometre kullanılarak kayadaki hareketin izlenmesi ^b	✓	✓
İnklinometre kullanılarak kayadaki hareketin izlenmesi ^b	✓	✓
Tiltmetre kullanılarak kayadaki hareketin izlenmesi ^b	✓	
Mikrometre kullanılarak kayadaki hareketin izlenmesi ^b	✓	
Küresel konumlama sistemiyle (GPS) kayadaki yer değiştirmelerin izlenmesi ^b	✓	✓
Gerilme-boşaltma yöntemiyle arazi gerilmesinin belirlenmesi ^b	✓	✓
USBM türü sondaj deformasyon ölçeriyle arazi gerilmesinin belirlenmesi ^b	✓	
9 veya 12 birim deformasyon ölçerli CSIR veya CSIRO tipi hücre kullanılarak arazi gerilmesinin belirlenmesi ^b	✓	
Kompakt konik uçlu karot alma tekniğiyle arazi gerilmesinin belirlenmesi ^b	✓	
Kayada arazi gerilmesinin belirlenmesinde izlenecek strateji ^b	✓	
Kayadaki mevcut çatlaklarla ilgili hidrolik çatlatma ve/veya hidrolik deney ^b	✓	
Kayada gerilme tahmininde kalite kontrolü ^b	✓	
Herhangi bir sahada arazi gerilmesi için model oluşturulması ^c	✓	

Arazide krip deneyi		✓
Arazide tek eksenli sıkışma dayanımının tayini		✓
Hidrolik hücre kullanılarak basıncın izlenmesi ^{a,b}	✓	
Patlatmayla ilgili sarsıntının izlenmesi ^{a,b}	✓	
Sondajda dijital optik tele izleyici kullanılarak kayada kırık gözlemleri ^c	✓	
Kırıkların özelliklerinin arazide tayini için aşamalı enjeksiyon yöntemi ^c	✓	
Kaya kütlelerinde kırılma sürecinin arazide mikrosismikle izlenmesi (2015)	✓	
Rezervuar mühendisliği için tek eksenli birim deformasyon deneyi (2016)	✓	
Kayaların ısı özelliklerinin atmosferik basınç altında tayin edilmesi için laboratuvar deneyleri (2016)	✓	
Laboratuvarda Akustik Emisyonun izlenmesi (2016)	✓	

Bazı Avrupa ülkelerinin kendi standartları (BS, DIN vd.) olmasına rağmen, bu ülkeler Avrupa Standardizasyon Komitesi (CEN)'ne katılmaktadırlar. CEN'e üye ülkelerin sorumluluğu, Avrupa Standartlarını ulusal standartlar olarak uygulamak olup, ulusal standardizasyon kuruluşları Avrupa Standartlarını yaymakla ve bu standartlarla çelişen ulusal standartlarını geri çekmekle yükümlüdürler. Bu nedenle, Eurocode 7 (Jeoteknik Mühendisliği Tasarımı İçin Avrupa Standardı-EC7) referans bir tasarım kodu haline gelmiş ve hatta Avrupa Birliği üyesi olmayan diğer bazı ülkelere de kendi ülkelerine uyarlanmıştır. Ancak EC7, zeminler üzerinde veya içinde inşa edilen binalar ve dayanım yapıları için geliştirilmiş olup (Harrison 2014), kaya mühendisliği uygulamaları için pek çok yönden uygun olmayıp bazı durumlarda da uygulanamamaktadır.

3 ISRM YÖNTEMLERİ

3.1 Önerilmiş yöntemlerin amacı ve kapsamı

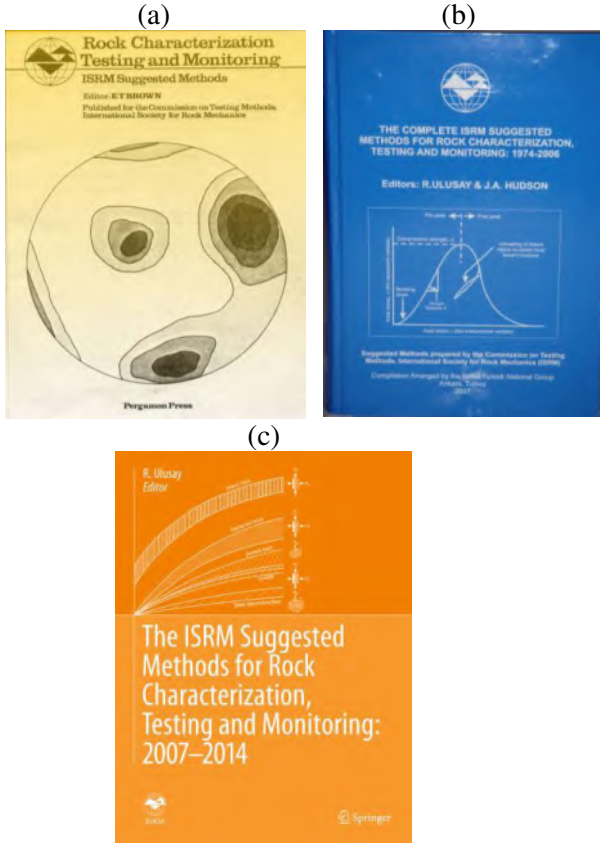
ISRM'in kaya mekaniğinin ve kaya mühendisliğinin değişik alanlarında görev yapan komisyonlarından biri olan "Deney Yöntemleri Komisyonu" 1966'da kurulmuş olup, aşağıdaki amaçlara yönelik olarak çalışmaktadır.

- Kaya malzemelerinin ve kaya kütlelerinin özelliklerinin tayin edilmesinin yanı sıra, kaya mühendisliği yapılarının performanslarının izlenmesi için önerilmiş yöntemleri geliştirmek ve yayımlamak,
- Güncel gelişmeleri esas alarak mevcut önerilmiş yöntemlerde gerekli değişiklikleri yapmak ve bunları kitap halinde yayımlamak,
- Kaya mekaniğinde laboratuvar ve arazi deneyleri için yeni yöntemlerin, cihaz/aletlerin geliştirilmesi amacıyla araştırmacıları teşvik ve davet etmek,
- Deneysel kaya mekaniği alanında çalışanları işbirliği yapmaları konusunda cesaretlendirmek,

(e)Yeni önerilmiş yöntemlerin geliştirilmesi amacıyla ISRM'in diğer komisyonlarıyla işbirliği yapmak.

ISRM yöntemleri bir standart olmayıp, kaya karakterizasyonu, kaya mekaniği deneyleri ve izleme konularında önerilmiş yöntemleri ve bunların kullanımında izlenecek aşamaları içeren dokümanlardır. Diğer bir ifadeyle önerilmiş yöntem, ISRM'nin ilkelerine uygun şekilde üzerinde görüş birliğine varılarak geliştirilmiş ve ISRM yönetmeliklerine göre onaylanmış dokümandır. Sözleşmeyle ilgili hususlar açısından, eğer gerekiyorsa, ISRM tarafından önerilmiş yöntemler bir standart olarak da kullanılabilir. Bu yöntemlerin amacı kaya karakterizasyon teknikleri, laboratuvar ve arazi deneyleri ve kaya mühendisliğinde izleme için birer kılavuz sunmaktır. Bunlar, ilgili ISRM komisyonu tarafından oluşturulan Çalışma Gruplarının katkılarıyla gönüllülük esasına göre hazırlanmaktadır.

Nokta yükleme, Schmidt çekici ve iğne batma deneyi gibi bazı indeks deneyler hem laboratuvarda hem de taşınabilir aletlerle arazide de yapılabilmesine rağmen tüm indeks ve mekanik deneyler kayalar için mikroskobik tanımlama yöntemiyle birlikte "Laboratuvar" Deneyleri" grubunda yer almaktadır. "Arazi Deneyleri" grubu "deformabilite deneyleri", "arazi gerilmelerinin ölçümü", "jeofizik ölçümler", "diğer deneyler" ve "kaya saplaması ve ankraj deneyleri" olarak beş alt gruba ayrılmıştır. ISRM tarafından önerilmiş ve farklı zamanlarda uluslararası dergilerde yayımlanmış tüm yöntemler derlenerek Sarı Kitap (ISRM 1981), Mavi Kitap (2007) ve Turuncu Kitap (2014) adı verilen ISRM'in üç kitabında basılmıştır (Şekil 5).



Şekil 5. ISRM'in Önerilmiş Yöntemleri içeren (a) Sarı, (b) Mavi ve (c) Turuncu kitapları.

3.2 Önerilmiş yöntemlerin geliştirilmesi ve değerlendirilmesi

Önerilmiş yöntemler, aşağıda belirtilen hususlar dikkate alınarak, ISRM Deney Yöntemleri Komisyonu tarafından davet edilerek görevlendirilen üyelerden oluşan Çalışma Grupları tarafından hazırlanır.

- Önerilecek yöntem doğrudan kaya mekaniği ve kaya mühendisliğiyle ilgili olmalı ve laboratuvar veya arazi deneyini veya bir izleme ya da bir karakterizasyon tekniğini içermelidir.
- Önerilen yöntem farklı laboratuvarlarda veya farklı arazi koşullarında ve farklı kişilerce denemiş ve deney sonuçları kabul edilebilir düzeylerde tekrarlanabilirlik ve yinelenebilirliğe sahip olmalıdır. Ayrıca kullanılan deney aleti veya cihazı açık şekilde tanımlanmış olmalı ve temin edilebilmelidir.
- Deney aletinin, örnek boyutlarının, çevresel koşulların vd. faktörlerin tayin edilecek veya ölçülecek kaya özelliği üzerindeki etkileri yeterli ayrıntıda araştırılmış ve açıkça tanımlanmış olmalıdır.

- Geliştirilecek olan yönteme ilişkin öneri komisyona sunulmadan önce önerilecek yöntemle ilgili bazı makaleler yayımlanmış ve/veya raporlar hazırlanmış olmalıdır.
- Yeni yöntemlerle ilgili önerilerin yanı sıra, mevcut ISRM yöntemlerine alternatif olacak yöntemler veya bunların güncellenmiş versiyonlarının hazırlanmasıyla ilgili önerilerde de bulunulabilir.
- Yöntem önerisi aynı veya benzer yöntemler konusunda çalışan farklı ülkelerden bir başkan ve üyelerden oluşan bir çalışma grubu tarafından hazırlanmalıdır.
- İlgili ISRM komisyonuna sunulacak olan yöntem geliştirme önerileri aşağıdaki hususları içermelidir.
 - Kapsam
 - Yöntemin içeriği ve kullanılacak deney aleti hakkında bazı bilgiler
 - Çalışma grubu üyelerinin listesi
 - Çalışma planı ve yöntem taslağının komisyona teslim tarihi.

ISRM tarafından önerilmiş yöntemlerin genel içeriği aşağıdaki gibidir.

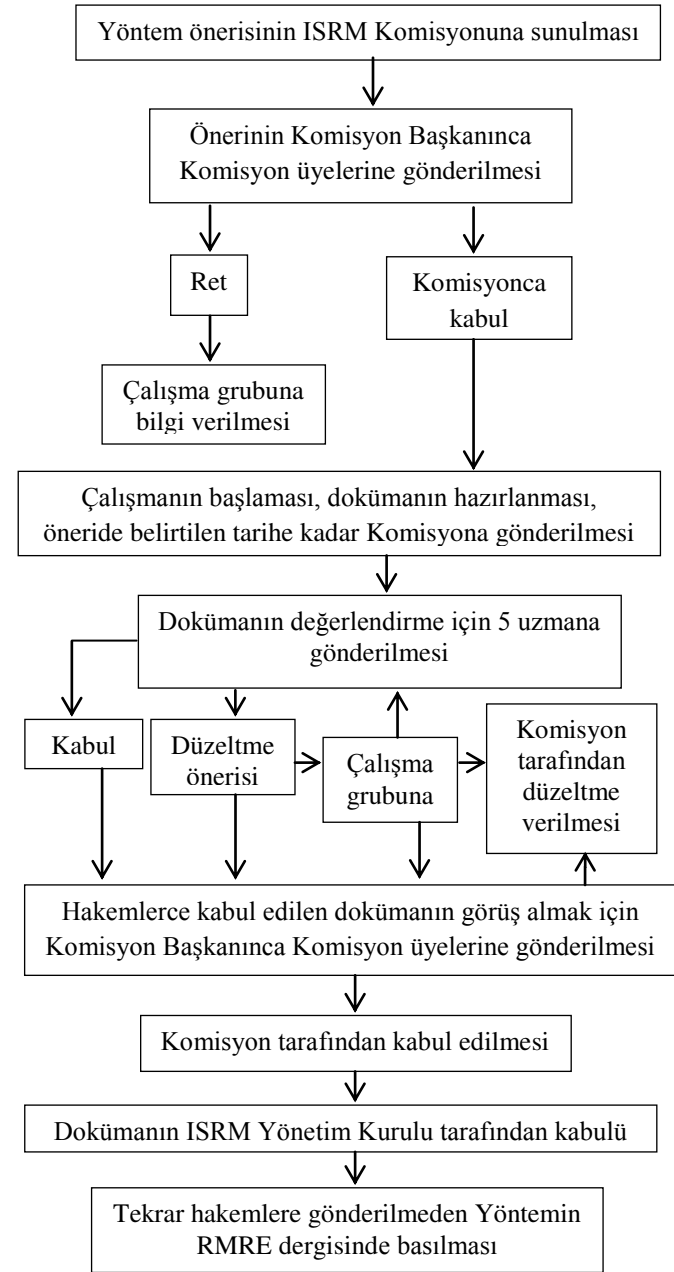
- Giriş
- Kapsam
- Alet, cihaz veya gereç
- Yöntem: (a) örnek hazırlama (laboratuvar deneyleri için), (b) deneyin yapılışı
- Hesaplamalar
- Sonuçların sunumu
- Notlar ve öneriler (gerekliyse)
- Teşekkür (gerekliyse)
- Kaynaklar

Önerilmiş yöntemlerin değerlendirilmesinde ve onaylanıp baskıya gönderilmesinde izlenen yöntem Şekil 6'daki akım şemasında verilmiştir.

3.3 ISRM yöntemleri için uygulamayla ve sözleşmelerle ilgili hususlar

ISRM tarafından önerilmiş yöntemlerin kullanılmasıyla ilgili herhangi bir zorunluluk veya yaptırım olmamakla birlikte, kendi ulusal standartları bulunmadığı için pek çok ülkede bu yöntemler ve ASTM standartları kullanılmakta veya bu yöntemler o ülkelerin ulusal koşullarına adapte edilmektedir. Ancak uygulamada bu yöntemlerden hangilerinin izleneceği konusunda henüz bir görüş oluşturulamamıştır. Deney yöntemlerindeki ve ilgili yorumlardaki ve hatta rapor hazırlamadaki çoktürelilik (heterojenlik), veri analizinden ve yorumlamalardan sorumlu tasarımcıya veya mühendise güçlükler

çıkarabilmektedir. Aslında farklı inceleme aşamalarından, farklı üstlenicilerden, çeşitli deney yöntemlerinin uygulandığı farklı laboratuvarlardan elde edilmiş verinin karşılaştırılması oldukça güç veya uyumsuz olabilmektedir. Bu nedenle, ISRM yöntemlerinin resmi olarak da uygulanması açısından bir yol bulunması önem taşımaktadır.



Şekil 6. ISRM yöntemlerin geliştirilmesinde ve onaylanmasında izlenen yöntem.

Bazıları Vaskou ve Gatellier (2015) tarafından da tartışılmış olan aşağıdaki yaklaşımlar deneylerin kalitesinin artırılması ve sözleşmelerle ilgili kısıtlamaları gidermek açısından potansiyel çözümler olarak düşünülebilir.

(i) *ISRM Yöntemleri'nin sözleşmenin bir bölümü olması:* İhale aşamasında tekliflerin iyi bir şekilde

ve mümkün olduğu kadar erken bir zamanda değerlendirilmesini mümkün kılmak için, teklifi veren laboratuvarlar veya firmalar önerilmiş yöntemleri çoğaltarak sözleşmeye ekleyebilirler.

Avantaj ve dezavantajları:

a. Sonuçta kötü sürprizlerle karşılaşılması için taraflar arasında projenin erken aşamasında her şey açıklığa kavuşturulmalıdır.

b. Laboratuvarın maddi kısıtlamalar nedeniyle kabul edilen sözleşmedeki hususları tam olarak karşılayamaması olasılığının bulunması (örneğin, laboratuvarlarda otomatik kontrollü deney aletlerinin mevcut olmaması gibi).

(ii) *Standart bir formatın sağlanması ve tüm veri ve gerekli parametrelerin işlenmesi için ISRM formlarının laboratuvarlara veya yüklenicilere verilip doldurulmasının istenmesi:*

Avantaj ve dezavantajları:

a. Formların hazırlanması gerekir.

b. Gerçekleştirilmesi nispeten kolay ve çabuktur.

c. Yardımcı olabilir, ancak verinin kalitesi konusunda tam olarak garantisi yoktur.

(iii) *Laboratuvarlara veya yüklenicilere ISRM Kalite Belgesi veya ISRM Sertifikası'nın verilmesi:*

Personel sertifikasyonu, önemli bir kalite sistemi kavramı olarak düşünülmelidir. Bu belge, eğitim veya deneyimin yerini almamalı ve mesleki yargı ile birlikte kullanılmalıdır. Böyle bir uygulama, kaya mekaniği deneylerini ISRM yöntemlerine uygun şekilde yapan personel için değerlendirme ve sertifikasyon işlemleri için bir kılavuz sağlamış olacaktır. Laboratuvarların akreditasyonu; teknik yeterliliğin bir göstergesi olarak hem ulusal hem de uluslararası düzeyde yüksek saygınlık anlamına gelmekte ve bunun resmi olarak tanınmasını sağlayarak müşterilere güvenilir deney, analiz ve kalibrasyon hizmetlerini belirleme ve seçme konusunda kolay bir yöntem sunmaktadır.

Avantaj ve dezavantajları:

a. Bazı ülkelerde akredite edilmiş laboratuvarlar bulunmakta, ancak ISRM tarafından akreditasyon verilmemektedir. Bununla birlikte, farklı ülkelerde akreditasyon kuruluşları bulunmaktadır. Örneğin, Türkiye'de Akreditasyon Kurumu (TÜRKAK) akreditasyon hizmeti veren ve 2008 yılında mevcut tüm akreditasyon programları için EAU (Avrupa Akreditasyon Birliği)'nin imzacısı olan resmi kurumdur. ISRM için birçok ülkenin akreditasyon kurumlarına başvurma, onlarla sözleşme imzalayabilme ve ulusal akreditasyon kurumlarının

işbirliği ile aday laboratuvarlara sertifika verme konusu üzerinde durulabilir.

b. Etiket ve belgelendirme / akreditasyon sağlaması için ISRM'in organize olmasını gerektirir.

c. Zaman içinde takip edilecek bir sertifikasyon/akreditasyon işlemini gerektirir.

d. Laboratuvarların maliyetlerini ve yüklerini arttırır.

(iv) *ISRM tarafından “Önerilmiş Yöntem” yerine “Standart” teriminin kullanılması:* Bu amaçla bir çözüm olarak, ISRM'in Uluslararası Standardizasyon Kurumu (ISO)'na üyeliği düşünülebilir. Ancak bağımsız bir sivil toplum kuruluşu olan ISO üyeleri, kendi ülkelerindeki en önemli standart organizasyonlarıdır ve bireyler veya şirketler ISO üyesi olamazlar. Ayrıca ISO üyeleri kendi standartlarını geliştiremezler ve sadece ISO standartlarının geliştirilmesine hizmet ederler. Bu önemli sınırlama nedeniyle, ISO üyeliği ISRM için uygun görünmemektedir. Bununla birlikte, ISRM tarafından “Önerilmiş Yöntem” yerine “Standart” teriminin kullanılması da düşünülebilir.

4 KAYA KARAKTERİZASYONU, DENEYLERİ VE İZLEME AÇISINDAN GÜNÜMÜZ VE GELECEĞE YÖNELİK GEREKSİNİMLER

4.1 Devam eden yöntem hazırlama çalışmaları

Kaya mühendisliği için mevcut ve yeni uygulama alanları, elektronik ölçüm ve kontrol sistemlerinde gelişmişlik düzeyi, veri toplama ve işleme yöntemlerinde kaydedilen ilerlemeler ve diğer malzemelerle ilgili deneylere yönelik gelişmeler vb. göz önünde bulundurulduğunda, ISRM tarafından önerilecek yeni yöntemlere halen gereksinim duyulmaktadır. Nitekim önerilmiş yeni ISRM yöntemlerinin geliştirilmesi amacıyla görev yapan yeni çalışma grupları bulunmaktadır. İncelemede ve/veya hazırlanmakta olan bu yöntemler aşağıdaki gibidir:

- Gerçek 3-eksenli sıkışmaya maruz kalmış kayaçların deformasyon ve yenilme karakteristiklerinin tayini.
- Lugeon (basıncı su/paker) deneyi.
- Kaya kütlelerinde kırılma sürecinin arazide akustik emisyon tekniğiyle izlenmesi.
- Düzlemsel kaya yüzeylerinin temel sürtünme açısının eğimlendirme (tilt) deneyiyle tayini.
- Kaya süreksizliklerinin ve ara yüzeylerin dinamik makaslama deneyi.

- 3-boyutlu lazer tarama tekniklerinin kaya mekaniğine ve mühendisliğine uygulanması.

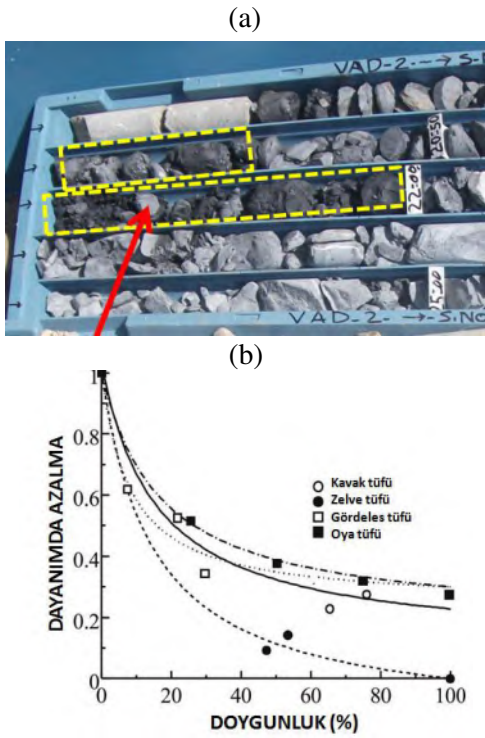
Bunların yanı sıra, “süreksizliklerin karakterizasyonu için güncellenmiş yöntemler”, “arazide makaslama dayanımının tayini” ve “arazide tek ve 3-eksenli sıkışma deneyleri” gibi güncellenmiş ve yeni yöntemler için öneriler hazırlanmaktadır.

4.2 Geleceğe yönelik gereksinimler

Modern kaya mühendisliğinin karmaşıklığı, halen daha fazla araştırma yapılmasını gerektiren bazı konuların olduğunu ve yeni ISRM yöntemlerinin geliştirilmesine de yol açabilecek yeni gelişmelere gereksinim duyulduğunu göstermektedir. Deneysel kaya mekaniği, kaya karakterizasyonu ve izleme teknikleriyle ilgili olarak geleceğe yönelik başlıca eğilimler ve gereksinimler ana hatlarıyla aşağıdaki paragraflarda sunulup tartışılmıştır.

Yumuşak kayaların ve hamurda kayaların (matriks içinde blok içeren kaya-BIMROCK) dayanım ve deformabilite özelliklerinin tayini deneysel kaya mekaniğin önemli konularından biridir. Yumuşak kayalar düşük dayanım, dağılıp ufalanma, yüksek plastisite, hızlı bozunma ve diğer pek çok karakteristik özellikleri gibi değişik türde sorunlarla ilgili oldukları için oldukça kritik jeolojik birimlerdir (Şekil 7a). Pek çok yumuşak kaya suyu emer ve zamanla, hatta hızlı şekilde dağılır. Bu tür kayalar, zemin türü malzemeler ile sert kayalar arasında yer alan orta dayanıma sahip malzemelerdir. Bu nedenle yumuşak kayalar; bazı durumlarda, kaya mekaniği cihazları kullanılarak deneye tabi tutulamayacak kadar oldukça yumuşak iken, bazen de zemin mekaniği aletlerinde test edilemeyecek kadar oldukça sert malzemelerdir ve bunların mekanik özellikleri su içeriklerindeki değişimlere karşı oldukça duyarlıdır (i.e. Aydan & Ulusay 2003, Kanji 2014). Yumuşak kayaların mekanik davranışıyla ilgili olarak Çin’de yapılan güncel çalışmalara göre (He 2014) bu tür kayaçların büyük deformasyonlara maruz kalma mekanizmasının oldukça karmaşık cihazlar kullanılarak yapılacak deneylerle daha iyi anlaşılabilceğini belirtmektedir. Bununla birlikte, bu tür kayalardan örnek alınması, arazide karakterize edilmeleri ve genellikle süreksizliklerle bölünmüş sert kaya kütlelerine uygulanan RMR ve Q gibi sistemler kullanılarak sınıflandırılmaları yumuşak kayalarla ilgili gelecekte çözülmesi gereken diğer güçlüklerdir. Bu nedenlerle su içeriğine kaşı oldukça duyarlı olan bu tür kayalar ve kaya kütleleri (Şekil 7b) için örnekleme

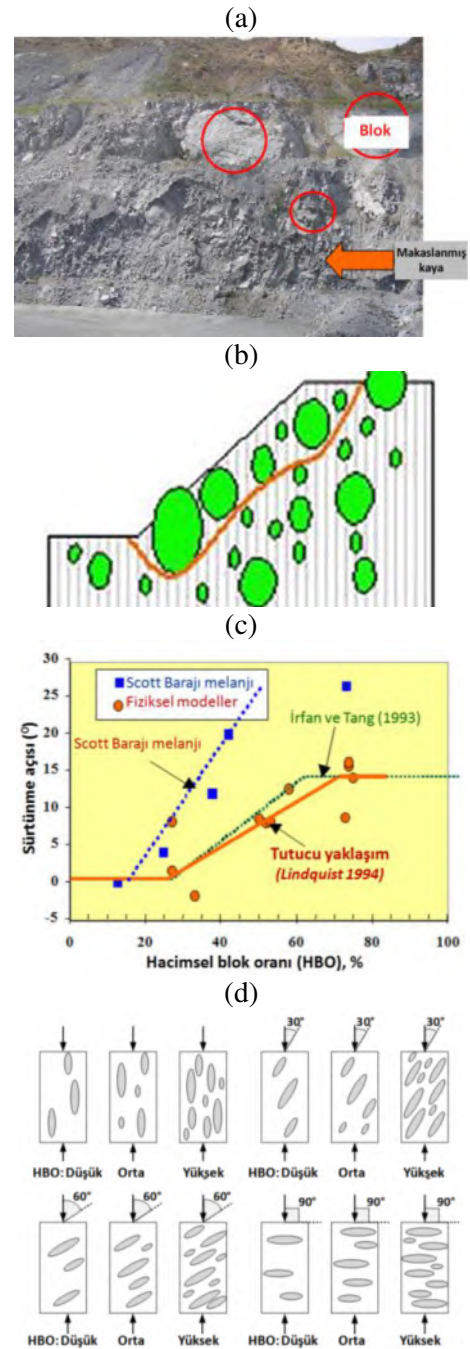
tekniklerinin geliştirilmesine ve mevcut yöntemlerin adapte edilmesi de dahil olmak üzere, uygun laboratuvar ve arazi deney yöntemlerinin geliştirilmesi için yeni çalışmalara gereksinim duyulmaktadır.



Şekil 7. (a) Yumuşak kaya karotları, (b) bazı yumuşak tüflerde doygunluğa bağlı olarak dayanım azalması (Aydan & Ulusay 2003).

Hamurda kayalar (Bimrock); melanj, faylı/kırıklı kayalar ve diğer karmaşık jeolojik karışımlar gibi, daha ince yapıya sahip bağlanmış bir matriks ve bunun içindeki jeoteknik anlamda önemli boyuttaki ve bazen farklı jeolojik kökene sahip bloklardan oluşan kayaların karışımıdır (Medley 1994; Şekil 8a). Karmaşık heterojenitesinden ve dayanımındaki değişkenlikten dolayı, bu tür kayaların jeoteknik anlamda doğru şekilde karakterize edilmeleri ve dayanım ve deformabilite özelliklerinin tayini güç olup, bu konular oldukça ilgi çekici olmaya devam etmektedir. Bu tür kayalarda pahalıya mal olabilecek beklenmeyen sürprizlerle karşılaşma olasılığının azaltılması, kaya mühendisliği uygulamalarında büyük öneme sahiptir. Matriksin mekanik özellikleri, hacimsel blok oranı (HBO), blokların şekli, boyutları ve yenilme (kayma) yüzeylerine göre konumları (Şekil 8b) bu tür kayaların genel mekanik özelliklerini etkileyen başlıca faktörlerdir. Bir fiziksel melanj modeli üzerinde Lindquist (1994) tarafından yapılan çalışmada; blok oranları %25 ile 70 arasında olduğunda hamurda kayaların genel olarak

mekanik özelliklerindeki artışın başlıca kaya kütledeki HBO ile ilişkili olduğu belirlenmiştir (Şekil 8c). Şekil 8d'de farklı blok yönelimlerine ve %30 (düşük), %50 (orta) ve %75 (yüksek) gibi farklı HBO'ya sahip hamurda kaya örnekleri görülmektedir. Bu örnekler kullanılarak Lindquist (1994) tarafından yapılan 3-eksenli deneyler HBO arttıkça sürtünme açısının arttığını, kohezyonun ise azaldığını göstermiştir. Blokların hamurda kayanın dayanımına olan katkısının ihmal edilerek tasarımın zayıf matriksin dayanımı esas alınarak yapılmasının, kaya mühendisliği tasarımı açısından pek çok hamurda kaya türü için oldukça tutucu bir yaklaşım olacağı belirtilmektedir (Medley 2008).



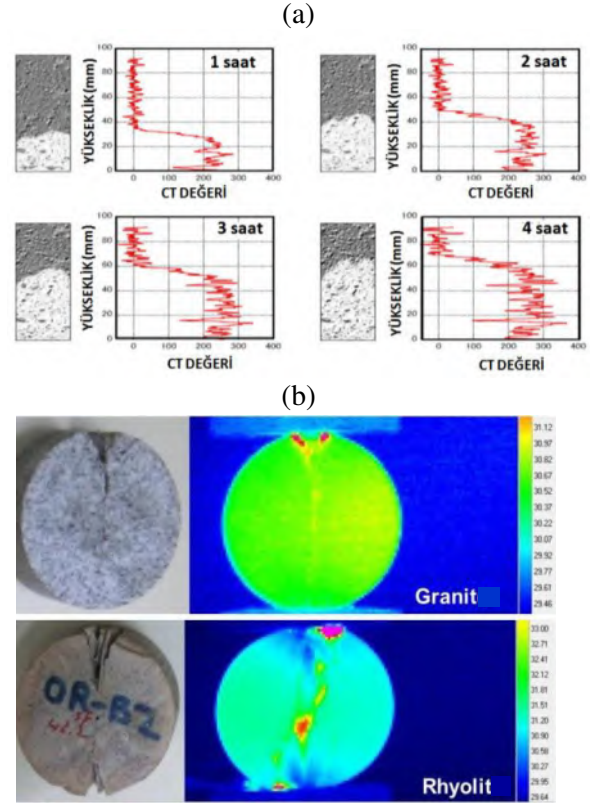
Şekil 8. (a) Tipik bir hamurda kaya örneği (Medley 2008), (b) şevde blokların konumuna bağlı olarak

yenilme (kayma) yüzeyinin değişimi (Medley 2007), (c) hamurda kayanın dayanımının HBO'ya bağlı artması (Medley 2008'den), (d) farklı HBO ve blok yönelimleri (Lindquist 1994'ten düzenlenmiştir)

Hamurda kaya veya falyanmış/kırıklı zonların dayanımının değerlendirilmesi amacıyla fiziksel modeller ve görgül yaklaşımlar (örneğin; Lindquist 1994, Aydan vd. 1997, Sönmez vd. 2009), arazi deneyleri (Li vd. 2004, Coli vd. 2011) ve eşdeğer malzeme teknikleri (Aydan vd. 1995) esas alınarak bazı çalışmalar yapılmıştır. Küçük blokların yumuşak bir matriks içinde bulunduğu durumlarda, arazide makaslama kutusu deneyi yapılarak HBO ile hamurda kayanın sürtünme açısının karşılaştırılması fırsatı vardır. Bununla birlikte, blokların boyutlarının geniş makaslama kutularının boyutlarından daha büyük olması durumunda, bu tür kayalar için arazi deneyleri yetersiz kalmaktadır. Hamurda kayaların dayanım ve deformabilite özelliklerinin tayin edilmesi konusunda mevcut yöntemlerle ilgili olarak henüz tam bir görüş birliği sağlanamamış olduğu için, bu alanda yeni çalışmalara gereksinim duyulmaktadır. Ayrıca, bu tür kayaların arazide karakterize ve kaya kütlesi sınıflamalarına dahil edilebilmeleri ve jeomekanik özelliklerinin tayini için daha etkin yöntemlerin geliştirilmesi amacıyla yeni çalışmalardan elde edilecek sonuçların mevcut yöntemlerle karşılaştırılması da gerekmektedir.

Yumuşak ve zayıf kayalarda deney yapılmasıyla ve tarihi yerlerden örnek alımıyla ilgili güçlüklerin aşılması açısından, kayalara hasar vermeyen deney yöntemlerinin kullanımına olan ilgi son yıllarda giderek artmaktadır. Örneğin iğne batma deneyi (Ulusay vd. 2014, ISRM 2014), bu tür deney yöntemlerinden biridir. X-ışınları bilgisayarlı tomografi tarama tekniğinin deneysel jeomekanikte kullanımı 1960'lı yıllara dayanmakla birlikte, daha çok zemin mekaniğinde (örneğin Viggiani & Hall 2012) dikkate alınmıştır. Bununla birlikte bu teknik, gözenekli ve çatlaklı kayalarda hasar vermeyen ve geleceğe yönelik umut verici bir yöntem olarak değişik koşulları ve süreçleri (çatlama, gözeneklilik, hasar, korozyon, difüzyon) araştırmak ve görselleştirmek amacıyla daha yaygın şekilde kullanılmaya başlamıştır (Şekil 9a). Kayaçların ısıya yanıtının deformasyon ve kırılma sırasında ısıya dönüşen mekanik enerji şeklinde görüldüğü olgusuna dayanılarak, son yıllarda kırılmalara yol açan kaya deformasyonu sürecinde kızılötesi ışınları konusunda çeşitli bilimsel çalışmalar yapılmıştır (örneğin; Prendes-Gero vd. 2013, Luong & Emami 2014). Kızıl ötesi termograf görüntüleri, kayanın kırılmasından önce

bazı bölgelerde yüksek sıcaklık bantlarının ortaya çıktığını ve bu bantların sonuçta ana kırık bölgelerini oluşturduğunu göstermektedir (Şekil 9b). Doğrusal olmayan eşleşmiş termo-mekanik etkilerden dolayı kırılğan yer malzemelerindeki hasarın kapsamının nicel olarak belirlenmesi ve değerlendirilmesi açısından bu tekniğin uygulanması ve kullanılması oldukça ümit vericidir.



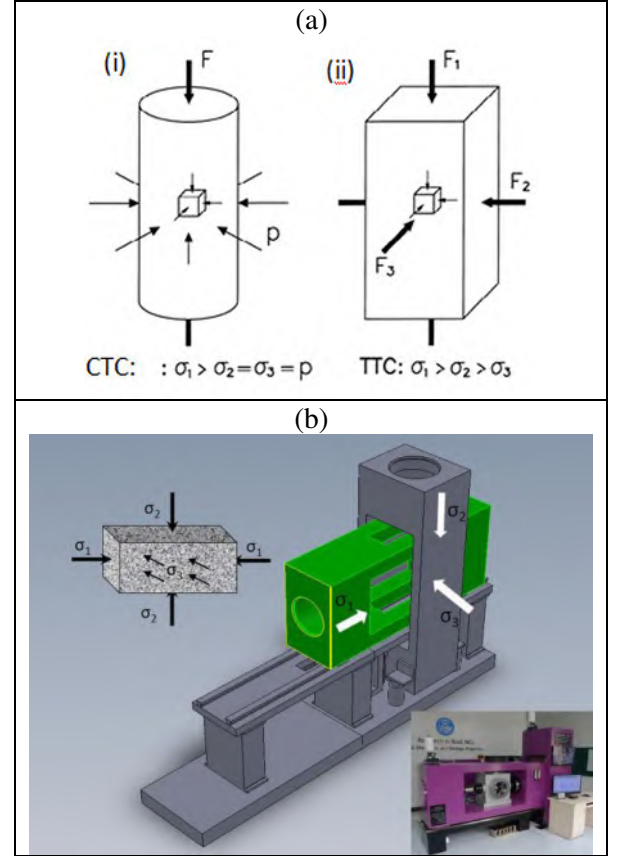
Şekil 9. Hasar vermeyen deney örnekleri: (a) Zelve tüfünün X-ışınları bilgisayarlı tomografi görüntüsü (Sato & Aydan 2014), (b) Brazilian çekme deneyinde kızılötesi tomografi görüntüsü (Aydan 2014)

Kaya mekaniğinin bir dalı olarak kaya dinamiği, kayaların dinamik gerilmeler altında gösterdikleri davranışla ilgilenir. Kaya mekaniğinin diğer konularıyla karşılaştırıldığında, ISRM tarafından önerilen dinamik bir laboratuvar deney yöntemi hariç (Zhou vd. 2012, ISRM 2014), kaya dinamiği deneyleri konusunda kılavuzlar ve standartlar ve/veya önerilmiş yöntemler oldukça eksiktir. Bu nedenle, dinamik yükler altında makaslama hızının süreksizliklerin makaslama dayanımı ve dilatasyonu üzerindeki etkilerinin anlaşılabilmesi ve makaslama hızının kaya dayanımı ile yenilme şekli üzerindeki etkilerinin mekanik ve fiziksel nedenlerinin değerlendirilebilmesi gibi hususlar açısından yeni çalışmalara gerek vardır. Kırılma sırasında yer malzemelerinin dinamik tepkileri (yanıtları) konusu henüz yeterince ilgi

görmemiştir. Bu tür tepkiler, mühendislik yapılarının yenilmesinde (örneğin; kaya patlaması, sıkışma ve kayma gibi) ve depremlerden kaynaklanan yüksek yer hareketlerinde çok önemli olabilir.

Derinlerdeki kaynakların, devasa hidrolik ve hidroelektrik projelerinin, daha derin ulaşım tünellerinin ve nükleer enerji santrallerinin inşası, kuyu deliği duraylılığı vb. gibi konularda, dünya çapında artan talebe bağlı olarak, kayaların karakteristik ve doğrusal olmayan deformasyon davranışlarının anlaşılması çok önemlidir. Bu tür yapıların derinliği arttıkça, tipik bir duraysızlık modeli olarak kaya patlaması oldukça sık şekilde meydana gelir. Ayrıca deprem mekanizmalarının araştırılması da yine kaya dinamiğiyle ilgili diğer bir konudur. Yukarıda belirtilen konuların pek çoğunda kaya kütleleri 3-eksenli koşullara karşılık gelen gerçek gerilmeler altındadır. Büyük derinliklerde kaya mekaniği araştırmaları önemli bir konu haline gelmiş ve bazı kayda değer sonuçlar elde edilmiştir. Büyük derinliklerdeki kayaların deformasyon, yenilme ve dayanımı da dahil, temel mekanik özellikleri sığ derinliklerdeki kayalarinkinden farklı olup, yüksek yer sıcaklıklarının, gerilmelerinin ve gözenek sıvısı basınçlarının kayaların mekanik davranışı üzerinde oldukça karmaşık etkileri söz konusudur. Klasik 3-eksenli sıkışma deneyi silindirik örnekler üzerinde üniform yanal basınç altında yapıldığı için, kayanın yenilmesinde etkisi iyi bilenen ortanca asal gerilme (σ_2) hakkında yeterli bilgiyi sağlamamaktadır (Handin vd. 1967). Bu nedenle, kaya kütlelerinde gerçek gerilme koşullarının oluşturulabilmesini sağlayan “gerçek 3-eksenli deney (TTT)” kayaların mekanik özelliklerinin daha iyi anlaşılmasına katkıda bulunabilir (Şekil 10a). Japonya’da Mogi’nin yaptığı orijinal çalışma ve geliştirdiği TTT cihazından sonra kayaların dayanım ve deformabilitesi farklı tipteki TTT cihazlarıyla tayin edilmiştir (örneğin; Mogi 1977, Takahashi & Koide 1989, Chang & Haimson 2000, Kwasniewski vd. 2003, Chen & Feng 2006, He vd. 2007 ve 2010, Lee & Haimson 2011). En güncel olarak Feng vd. (2016)’nin geliştirdikleri TTT cihazında literatürde mevcut cihazlar için belirtilen bazı sınırlamalar giderilmiştir (Şekil 10b). Bununla birlikte, bu gözlemlerin tümü üzerinde daha fazla araştırma yapılması ve bunları gelecekteki yeni deneysel çalışmaların izlemesi gerekmektedir. TTT sonuçlarını içeren bir veri tabanının oluşturulması, TTT deneylerinde akustik emisyon (AE) ve mikrosismik ölçümlerin alınması gelecekte bu konuda yapılacak başlıca çalışmalar olabilir.

Ayrıca gerçek 3-eksenli koşullar altında bulunan anizotropik ve eklemlili kayaların davranışının daha ayrıntılı bir şekilde araştırılmasına ve kaya patlamalarının tahmin edilmesi ve bundan korunulması amacıyla bu yöntemin yüksek arazi gerilmelerinin etkin olduğu ortamlar için kullanılabilirliğinin araştırılmasına da gereksinim vardır.

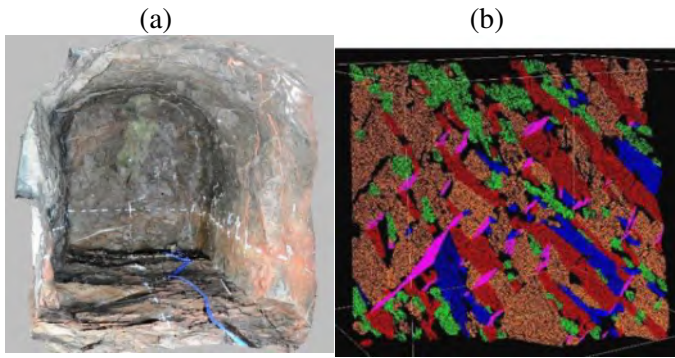


Şekil 10. (a) Kaya örneklerinde sıkıştırıcı gerilme durumunda yükleme düzenleri: (i) eksenel simetrik (klasik 3-eksenli) ve (ii) TTT (Kwasniewski 2013), (b) örneklerin yüklenme durumlarının da gösterildiği bir TTT cihazı (Feng vd. 2016).

Kazılabilirlik ve delinebilirlik açısından mekanik kazıcıların ve kaya kesme makinelerinin (TBM vd.) seçimi ve performansları için kayaların özelliklerinin tayin edilmesi amacıyla geliştirilmiş laboratuvar deney yöntemlerinin bulunmasına ve literatürde (örneğin; Bruland 1998, Bilgin vd. 2014) yeterli ayrıntıda verilmelerine rağmen, bu deneyler için halen standartlar ve/veya önerilmiş yöntemler yoktur. Tünel açma makinelerine (TBM) ve derin sondajlara duyulan gereksinimin günümüzde hızla arttığı da dikkate alınarak, kazılabilirlik ve delinebilirlik parametrelerini tayin yöntemlerinde bazı iyileştirmelere gidilmesi ve ilgili önerilmiş yöntemlerin geliştirilmesi geleceğe

yönelik üzerinde durulması gereken konular arasında yer almaktadır.

Hat etüdü ve sondajda jeoteknik loglama gibi kaya yüzeyi ile doğrudan temas kurularak uygulanan yöntemler geleneksel olarak kaya kütle karakterizasyonu amacıyla kullanılmaktadır. Bununla birlikte, son zamanlarda jeoteknik çalışmalarda ölçüm doğrulukları, düşük maliyetleri ve kaya yüzeyine temas edilmeden ölçüm alabilme kabiliyetleri gibi nedenlerle lazerle tarama ve fotogrametri gibi yöntemler hızlı bir gelişme kaydetmişlerdir. Son 20 yılda pek çok mühendislik alanında kullanılan bu teknikler, kaya yüzeylerinin karakterizasyonu için oldukça umut vaat eden yöntemlerdir. Feng vd. (2011) 3-boyutlu lazer tarama tekniklerinin kırık/süreksizlik haritalaması, kaya türlerinin ayırt edilmesi, su sızıntılarının belirlenmesi, kaya kütlelerindeki deformasyonların izlenmesi ve ilgili dokümantasyon ve görüntüleme işlemleri gibi kaya mühendisliği uygulamalarında önemli bir potansiyele sahip olduklarını belirtmektedirler (Şekil 11). Bu tekniklerle ilgili ISRM yöntemi hazırlık aşamasındadır.



Şekil 11. (a) Tünelde 3-boyutlu lazer tarama modeli (Feng vd. 2011), (b) kırık haritalaması (Slob vd. 2005).

İnsan yapısı tarihi ve modern kaya yapıları ile atık depolama sahalarının uzun dönemli bakımı ve korunması yer mühendisliğinde önemli konulardan biri haline gelmiştir. Bu konular iyi bilinmekle birlikte, bunlar için sayısal değerlendirme yöntemleri halen çok yetersizdir. Bu alanda önemli olan hususlar bozunma ve değişme hızlarının nasıl belirleneceği ve suya karşı duyarlı mineralleri içeren kayalarda su içeriğindeki değişimlerin etkisi ve bunların yapıların duraylılığı ile nasıl ilişkilendirileceğidir (örneğin, Aydan 2003, Ulusay & Aydan 2018). Suda dağılmaya karşı duraylılık, kuruma ve ıslanma, donma ve çözülme ve şişme deneyleri gibi mevcut laboratuvar yöntemleri bu amaçla kullanılmaktadır. Bununla birlikte, kayalar için laboratuvarla yapılan ve iklimsel koşulların simüle edildiği ıslanma ve kuruma ve donma ve

çözülme deneyleri sırasında örneklerin parçalanıp dağılması arazideki doğal süreçlere göre çok daha hızlı şekilde gerçekleşmektedir. Ayrıca bu deneyler mekanik modeller için gereken veriyi sağlama konusunda yetersizdirler. Bu nedenle, yeni deneysel yöntemlerin geliştirilmesi ve/veya mevcut deney yöntemlerinin bu problemleri çözecek şekilde modifiye edilmeleri gerekmektedir.

Kaya mekaniğin petrol mühendisliğinde kullanımı deneysel kaya mekaniği açısından 1970'lerden bu yana giderek önem kazanmakta olup, çalışmalar özellikle arazide gerilme ölçümleri, özellikle şeyl ve kumtaşlarının karakterizasyonu ve petrol mühendisliği ile ilgili olarak şeyllerin termo-hidro-mekanik davranışı gibi laboratuvar deneyleri konusunda yoğunlaşmıştır (ARMA 2012). Karot alma kılavuzları, karot hasarlarının tanımlanması ve en az düzeye indirilmesi, örnek hazırlama ve ambalajlama, standart olmayan deneyler (örneğin; krip, yüksek sıcaklık, yüksek basınç, reaktif akışkanlar ve kırıklı kayalar gibi) gibi konular yakın gelecekte bu alanda gelişmesi umut edilen başlıca konular olabilecektir.

5 SONUÇLAR

Hem kaya mekaniğinde hem de kaya mühendisliğinde önemli bilimsel gelişmeler ve teknolojik ilerlemeler olduğundan, kayaların ve kaya kütlelerinin mühendislik özelliklerinin belirlenmesi ve deneysel çalışmaların önemi, kaya mekaniğinin ve kaya mühendisliğinin ayrılmaz birer parçası olarak devam edecektir. Kayaların, süreksizliklerin ve kaya kütlelerinin davranışlarının değerlendirilmesi ve geleneksel deney yöntemlerinin daha da geliştirilmesi için yeni tekniklerin araştırılması gereklidir.

Deneysel kaya mekaniği, arazi karakterizasyonu ve izleme açısından en popüler ve yeni ISRM yöntemlerinin geliştirilmesi için başlıca ilgi alanları aşağıdaki gibi sıralanabilir: (a) kaya dinamiği; (b) yumuşak ve hamurda kayalar için arazi karakterizasyonu ve deney yöntemleri, (c) petrol jeomekaniği, (d) kayada hasara yol açmayan deney yöntemleri, (e) kaya mühendisliğinde 3 boyutlu lazerle tarama teknikleri, fotogrametri vb. gibi kayayla temas etmeden uygulanan yöntemler, (f) büyük derinliklerde kaya mekaniği ve ilgili deney yöntemleri, (g) kazılabilirlik ve delinebilirlik ile ilgili önerilmiş yöntemler ve (i) kültürel varlıkların korunmasında kullanılmak üzere bozunma hızını değerlendirmek için yeni

yöntemlerin geliştirilmesi ve/veya mevcut yöntemlerin modifikasyonu.

ISRM Komisyonları arasında daha sıkı bir işbirliği ve daha fazla uluslararası katkılar yeni yöntemlerin geliştirilmesinde daha çok yardımcı olacaktır. Ayrıca, disiplinler arasında daha fazla bütünleşme (örneğin; mühendislik jeolojisi, jeofizikteki gelişmeler, mikrosismik vd. ile kaya mühendisliği uygulamalarının daha fazla bütünleşmesi) kaya mekaniği ve mühendisliğinde daha üst düzeydeki araştırmalara yön verebilir.

Deneylerin kalitesini arttırmak ve sözleşmelerle ilgili sorunları azaltmak veya sınırlamak için, potansiyel çözümler olarak, aşağıda verilen pratik hususlar göz önünde bulundurulabilir: (a) ISRM tarafından Önerilmiş Yöntemler çoğaltılarak sözleşmelere eklenebilir, (b) deney sonuçlarının standart formatta ve gerekli parametrelerin tamamının alınabilmesi amacıyla ISRM şablonlarının hazırlanarak laboratuvarlara veya yüklenicilere verilip doldurulmaları talep edilebilir ve (c) laboratuvarlara veya yüklenicilere verilmek üzere ISRM Kalite Etiketli veya ISRM Sertifikası hazırlanabilir.

KAYNAKLAR

- Abbot, A.V., 1884. Testing Machines: Their History, Construction and Use. Van Nostrand, New York.
- ARMA, 2012. Workshop on Petroleum Geomechanics Testing. [Online] Available from: <http://www.arma.org/conference/2012/Chicago.aspx>. [Accessed 15th January 2015].
- Aydan, Ö., 2003. The moisture migration characteristics of clay-bearing geo-materials and the variations of their physical and mechanical properties with water content. Proceedings of the 2nd Asian Conference on Saturated Soils (UNSAT-ASIA 2003), Osaka, 383-388.
- Aydan, Ö., 2012. Historical rock mechanics and rock engineering. Tokai University, Japan, Unpublished Notes, 9 p.
- Aydan, Ö., 2014. Kaya mekaniği ve kaya mühendisliğinin (KMKM) gelecekteki ilerlemeleri. XI. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu-KAYAMEK2014 Bildiriler Kitabı, A. Sarıışık, E. Özkan, and G. Sarıışık (eds.) Afyon, 27-50.
- Aydan, Ö. and Ulusay, R., 2003. Geotechnical and geoenvironmental characteristics of man-made underground structures in Cappadocia, Turkey. Engineering Geology, 69, 245-272.
- Aydan, Ö. and Geniş, M., 2004. Properties of surrounding rock and the stability of openings of the rock tomb of Amenhotep III (Egypt). Proceedings of 7th Regional Conference of Rock Mechanics, A. Ceylanoglu and B. Erdem (eds.), Cumhuriyet University, Sivas, 191-202.
- Aydan, Ö., Seiki, T., Jeong, G.C. and Akagi, T., 1995. A comparative study on various approaches to model discontinuous rock mass as equivalent continuum, Proceedings of 2nd International Conference on Mechanics of Jointed and Fractured Rocks, Vienna, 560-574.
- Aydan, Ö., Shimizu, Y., Akagi, T. and Kawamoto, T., 1997. Tests for mechanical properties of model fracture zones. ARMS'96: Proceedings of the 1st Asian Rock Mechanics Symposium, Seoul, Korea, 643-648.
- Bilgin, N., Çopur, H. and Balci, C., 2014. Mechanical Excavation in Mining and Civil Industries. London, CRC Press, Taylor & Francis Group, 365s.
- Bruland, A., 1999. Drillability test methods-hard Rock Tunnel Boring. [Online] Available from NTNU: www.drillability.com/13A-98eng.pdf [Accessed 19th December 2014].
- Chang, C. and Haimson, B., 2000. True triaxial strength and deformability of the German Continental Deep Drilling Program (KTB) deep hole amphibolite. J Geophys Res., 105, 18999-19013.
- Chen, J.T. and Feng, X.T., 2006. True triaxial testing of rocks under high stress condition. Chin J Rock Mech Eng, 25 (8), 1537-1543 (Çince).
- Coli, N., Berry, P. and Boldini, D., 2011. In situ non-conventional shear tests for the mechanical characterisation of a bimrock. Int. J Rock Mech. Min. Sci., 48, 95-102.
- Coulomb, C.A., 1776. Essai sur une application des regles de maximis et minimis a quelques problemes de statique, relatifs a l'architecture, Memoires de Mathematique & de Physique, 7, 343- 382.
- Feng, Q., Wang, G. and Röshoff, K., 2011, Investigation of 3D terrestrial laser scanning techniques for potential application to rock mechanics. Proceedings of the 12th International Congress on Rock Mechanics, Q. Qian and Y. Zhou (eds.), Beijing, CRC Press, 963-968.
- Feng, X.T., Zhang, X., Kong, R., and Wang, G., 2016. Novel Mogi type true triaxial testing apparatus and its use to obtain complete stress-strain curves of hard rocks. Rock Mech. & Rock Eng., 49, 1649-1662.
- Glassel, P.R., 2014. Engineering 101: Repeatability and Reproducibility. [Online] P.R. Glassel and Associates, Inc., Available from: www.prga.com:8080/eng101Repeatability.cshtml [Accessed 15th December 2014].
- Hamada, M., Aydan, Ö. and Tano, H., 2004. Rock Mechanical Investigation: Environmental and Rock Mechanical Investigations for the Conservation Project in the Royal Tomb of Amenophis III. Conservation of the wall paintings in the Royal Tomb of Amenophis III, First and Second Phases Report, UNESCO and Institute of Egyptology, Waseda University, 83-138.
- Handin, J., Heard, H.C., and Magouirk J.N., 1967. Effects of the intermediate principal stress on the failure of limestone, dolomite and glass at different temperatures and strain rates. J. Geophys. Res., 72, 611-640.
- Harrison, J.P., 2014. Eurocode 7 and rock engineering: Current problems and future opportunities, EUROCK2014: Rock Mechanics and Rock Engineering-Structures on and in Rock Masses, Vigo, Spain, Rotterdam, Balkema, 1531-1536.
- He, M., 2014. Latest progress of soft rock mechanics and engineering in China, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 6, 165-179.
- He, M., Miao, J., Li, D. and Wang, C., 2007. Experimental study on rockburst processes of granite specimen at great depth. Chinese J. Rock Mech. Engng., 26 (5), 865-876. (Çince)
- He, M., Miao, J., and Feng, J., 2010. Rock burst process of limestone and its acoustic emission characteristics under

- true-triaxial unloading conditions. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 47 (2), 286–298.
- Heyman, J., 1972. *Coulomb's Memoir on Statics: An Essay in the History of Civil Engineering*. Cambridge, Cambridge University Press, 211p.
- Hudson, J.A., Crouch, S.L., and Fairhurst, C., 1972. Soft, stiff and servo-controlled testing machines: A review with reference to rock failure. *Engineering Geology*, 6, 155–189.
- ISRM, 1981. *Rock Characterization, Testing and Monitoring, ISRM Suggested Methods*. E.T. Brown (ed.), Oxford, Pergamon Press, 211p.
- ISRM, 2007. *The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974–2006*. R. Ulusay, R. and J.A. Hudson (eds.), *Suggested Methods Prepared by the Commission on Testing Methods, International Society for Rock Mechanics, Compilation Arranged by the ISRM Turkish National Group*, Ankara, Turkey, 628p.
- ISRM, 2014. *The ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 2007–2014*. R. Ulusay (ed.), *Suggested Methods Prepared by the Commission on Testing Methods, International Society for Rock Mechanics*, Heidelberg, Springer, 293p.
- Kanji, M., 2014. Critical issues in soft rocks, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 6, 186–195.
- Kwasniewski, M., 2013. Recent advances in studies of the strength of rocks under true triaxial compression conditions. *Arch. Min. Sci.*, 58 (4), 1177–1200.
- Kwasniewski, M., Takahashi, M. and Li, X., 2003. Volume changes in sandstone under true triaxial compression conditions. *Technology Roadmap for Rock Mechanics Proceedings of the 10th ISRM Congress, Johannesburg, S. Africa.*, Vol.1, 683–688.
- Lee, H. and Haimson, B., 2011. True triaxial strength, deformability, and brittle failure of granodiorite from the San Andreas fault observatory at depth. *Int J Rock Mech Min*, 48, 1199–1207.
- Li, X., Lia, Q.I. and He, J.M., 2004. In situ tests and stochastic structural model of rock and soil aggregate in the three Gorges Reservoir area, China. *Int. J Rock Mech. Min. Sci.*, 41 (3), 702–707.
- Lindquist, E.S., 1994. The strength and deformation properties of mélange. PhD Dissertation, Department of Civil Engineering, University of California at Berkeley, California, 264p.
- Luong, M.P. and Emami, M., 2014. Characterization of mechanical damage in granite. *Frattura ed Integrità Strutturale*, 27, 38–42.
- Medley, E.W., 1994. The engineering characterization of melanges and similar block-in-matrix rocks (bimrocks), PhD dissertation, Department of Civil Engineering, University of California at Berkeley, California, 175p.
- Medley, E.W., 2007. Bimrocks-Part 1: Introduction, *Newsletter of HSSMGE*, 7, 17–21
- Medley, E.W., 2008. Engineering of the geological chaos of Franciscan and other bimrocks. *Proceedings of the 42nd US Rock Mechanics and 2nd Canada Rock Mechanics Symposium, San Francisco, Paper No. ARMA08-316 (CD'de)*.
- Mogi, K., 1977. Dilatancy of rocks under general triaxial stress state with special reference to earthquake precursors. *J Phys Earth*, 25, S203–S217.
- Prendes-Gero, M.B., Suárez-Domínguez, F.J., González-Nicieza, C. and Álvarez-Fernández, M.I., 2013. Infrared thermography methodology applied to detect localized rock falls in self-supporting underground mines. *Proceedings of EUROCK2013: Rock Mechanics for Resources, Energy and Environment*, M. Kwasniewski and D. Łydzba (eds.), Wrocław, Poland, London, Taylor & Francis Group, 825–829.
- Sato, A. and Aydan, Ö., 2014. An X-ray CT imaging of water absorption process of soft rocks. *Proceedings of International Symposium on Unsaturated Soils: Research and Applications*, N. Khalili, A. Russell and A. Khoshghalb (eds.), 675–678.
- Slob, S., Hack, H.R.G.K., van Knapen, B., Turner, K. and Kemeny, J., 2005. A method for automated discontinuity analysis of rock slopes with three - dimensional laser scanning. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board* 1913, 187–194.
- Sönmez, H., Kasapoglu, K.E., Coskun, A., Tunusluoglu, C., Medley, E.W. and Zimmerman, R.W., 2009. A conceptual empirical approach for the overall strength of unwelded bimrocks. *Rock Engineering in Difficult Ground Conditions, Soft Rock and Karst: Proceedings of the ISRM Regional Symposium, Dubrovnik, Croatia*, I. Vrkljan (ed.), 357–360.
- Takahashi, M. and Koide, H., 1989. Effect of the intermediate principal stress on strength and deformation behavior of sandstone and shale at the depth shallower than 1000 m. *Bull. Geol. Survey Japan*, 40 (4), 207–222. (Japanca).
- Timeshenko, S.P., 1953. *History of Strength of Materials*. McGraw-Hill, New York.
- Ulusay, R. and Gercek, H., 2016. Introductory longer review for rock mechanics testing methods, In: *Rock Mechanics and Rock Engineering, Vol. 2: Laboratory and Field Testing*, Xia-Ting Feng (ed.), Taylor & Francis, London, 1–66.
- Ulusay, R. and Aydan, Ö., 2018. The 2016 Hans Cloos Lecture: Geo-engineering aspects on the structural stability and protection of historical man-made rock structures: An overview of Cappadocia Region (Turkey) in the UNESCO's World Heritage List. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, DOI: 10.1007/s10064-017-1190-5
- Ulusay, R., Aydan, Ö., Ergüler, Z.A., Ngan-Tillard, D.J.M., Seiki, T., Verwaal, W., Sasaki, Y. and Sato, A., 2014. ISRM Suggested Method for the needle penetration test. *Rock Mech. and Rock Eng.*, 47, 1073–1085.
- Vaskou, P. and Gatelier, N., 2015. Practical Implementation and Contractual Issues of ISRM Suggested Methods: Example of the SM for triaxial compression testing. Unpublished Presentation in the Workshop Organized by the ISRM Commission on Testing Methods in the 13th ISRM Congress, Montreal Canada (yayımlanmamış sözlü sunum).
- Viggiani, G. and Hall, S.A., 2012. Full-field measurements in experimental geomechanics: Historical perspective, current trends and recent results. *ALERT Doctoral School 2012: Advanced Experimental Techniques in Geomechanics*, Dresden, A. Viggiani, S.A. Hall, E. Romero (eds.), 3–67.
- Zhou, Y.X., Xia, K., Li, X.B., Li, H.B., Ma, G.W., Zhao, J., Zhou, Z.L. and Dai, F., 2012. Suggested methods for determining the dynamic strength parameters and mode-I fracture toughness of rock materials. *Int. J Rock Mech. Min. Sci.*, 49, 105–112.

Development of an equipment to determine the direct shear strength of unfilled rock discontinuities

R. Córdova Rodríguez, E. do A. Vargas Jr., R. Q. Velloso, D. Prada & J.M. Mendonça
 Department of Civil Engineering, Pontifical Catholic University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brazil

ABSTRACT: The shear strength of discontinuities is strongly influenced by the roughness and the normal stress applied, as well as other properties of the discontinuities. Their assessment is of vital importance in underground excavation projects, slope stability, tunnels, foundations, etc. The main purpose of this work was the development of a conventional direct shear equipment to determine the shear strength of unfilled rock discontinuities at laboratory scale. Normal force and shear force are applied with servo controlled hydraulic actuators. The devices for measuring loads and displacements are coupled to the actuators. The data acquisition controller converts the mechanical and electrical signals into digital data. The data was recorded at the desired intervals on a computer. Shear tests were performed on artificial and natural joints of two types of gneiss, phacoidal microcline gneiss and plagioclase biotite hornblende gneiss, common rocks in the southern of Rio de Janeiro.

1. INTRODUCTION

1.1 Introduction

Discontinuities appear in rock masses at various scales such as joints, faults, stratification planes, cracks, microcracks or other recurrent planar fractures.

The shear strength of discontinuities is often difficult to predict largely because of the roughness. The shear behavior of the rock masses is also influenced by several parameters, such as shear rate, joint condition, that is, with filling or without filling, scale effect, persistence of discontinuities and the magnitude of the normal stress applied.

The shear strength of natural and artificial rock joints was studied at laboratory scale to validate the conventional shear strength equipment developed, where the normal load was maintained constant and without any restriction of dilatation during the shear process. This particular mode of shearing is appropriate for studying cases such as non-reinforced rock slopes, underground excavations, etc.

2 DIRECT SHEAR EQUIPMENT

2.1 Design of direct shear testing equipment

A direct shear equipment was designed and built to test discontinuities of rocks under normal loads shown in Figures 1-4. To facilitate the description,

the direct shear equipment was divided into five fundamental parts: (1) The equipment structure, (2) direct shear boxes, (3) shear loading, (4) normal loading, and (5) the recording and acquisition of data.

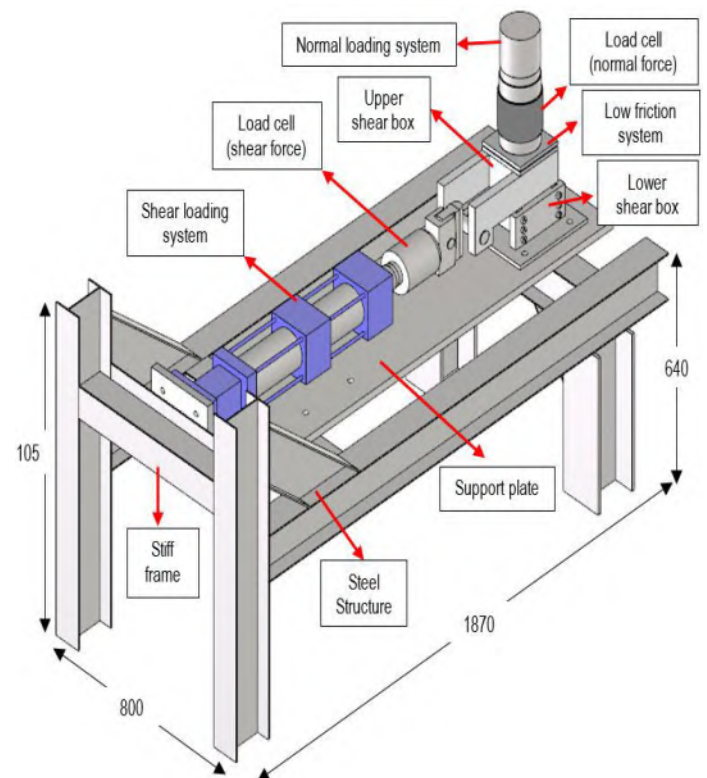


Fig. 1.: Schematic view of the design of the Direct Shear Testing Machine, all dimensions are in mm

2.2 Equipment structure

The structure of the equipment was made with steel profiles and is rigid enough to avoid distortions during the shear tests. The equipment allows the simultaneous application of normal and shear loads.

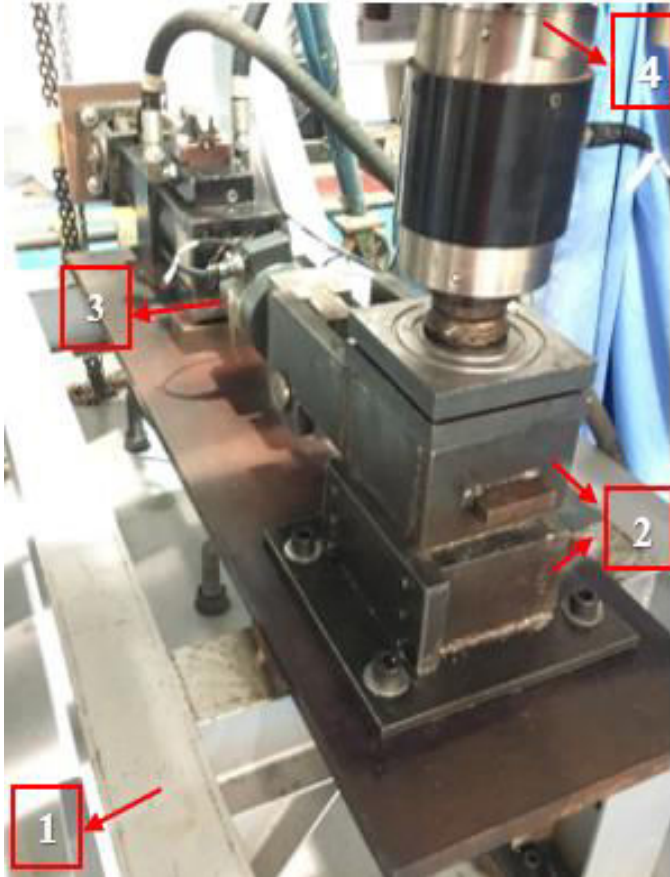


Fig. 2: Photograph of the frontal view of the Direct Shear Testing Machine built

The structure was designed using the Von Mises criterion and the profiles were calculated with loads higher than the loads used in the shear tests, with design loads of 20 tons for normal force and 10 tons for shear force, joints and profile connections were welded with E70XX electrodes, the safety factor of the structure is 1.50.

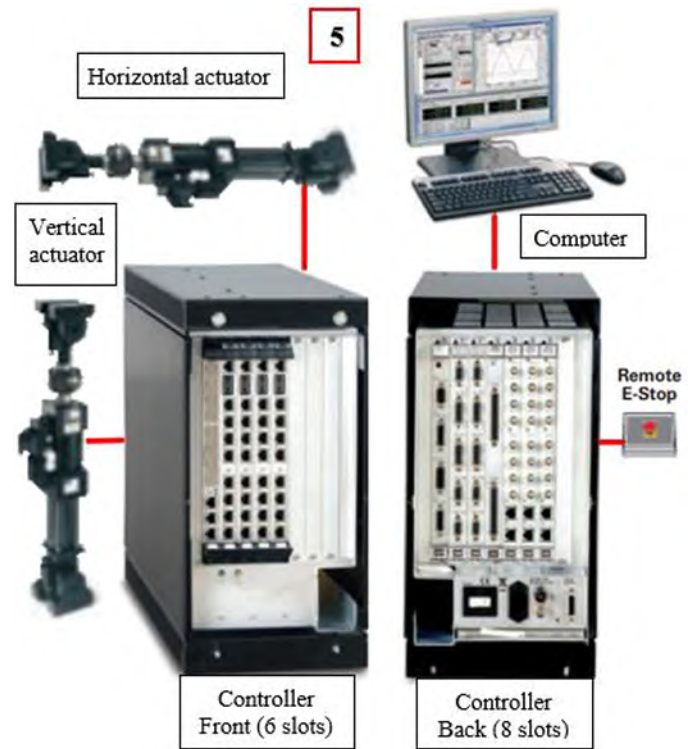


Fig. 3: Schematic view of the acquisition of data and controlling system (FlexTest 60- MTS)

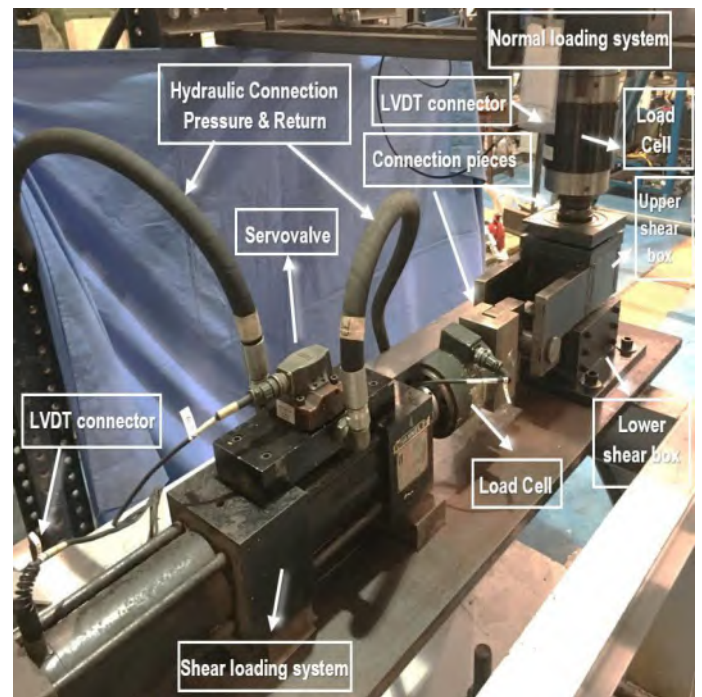


Fig. 4: Photograph of the rear view of the Direct Shear Testing Machine built

2.3 Shear boxes

The equipment contains two steel shear boxes shown in Figure 5, that support the specimens, the boxes are sufficiently rigid, that rigidity allows the prescribed shear displacement rate to be maintained and allows the post-peak discontinuity behavior to

be properly recorded. The shear boxes have two parts, one upper half and the other lower, where both halves of the specimen are fixed. The device allows relative shearing and normal displacements of specimen's discontinuities of up to 130 mm x 130 mm at the shear plane.

The shear plane between the shear boxes has 20 mm of thickness. Both the upper and the lower shear boxes have connecting pieces that allow the application of forces on the specimens, thus the resulting shear force is applied at the centroid of the shear plane and minimizes the rotation of the specimen.

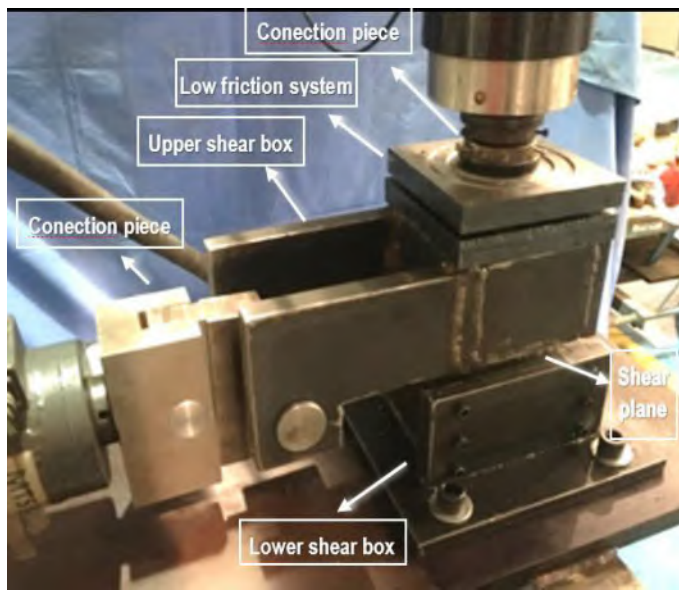


Fig. 5: Photograph of Upper and Lower Shear Boxes

Note that the upper box has extensions, which allow the installation of a 39 mm diameter metal shaft, this allows to couple the shear box and the connecting piece. The forces that produce friction at the perimeter of the upper box were minimized through a pair of metal plates containing metal balls lubricated therebetween.

The friction reduction system was located above the upper shear box and underneath the connection piece of the normal force as shows Figure 6, to minimize friction between the normal force application system and the reaction frame during displacement of the upper box, and the lower box remains fixed (bolted to the support plate).

2.4 Shear loading

The equipment is mounted with one servo-controlled hydraulic actuator for shear load. Holding facility is provided for keeping the load constant irrespective of any deformation taking place in the specimen.

The shear load is applied through transverse load cell of loading capacity 10 ton. The loading is static (ramp) type in both load and displacement control mode and the rate of static (ramp) is 0,01 mm/min to 10 mm/min in displacement control mode. This type of force transmission gives freedom of lateral movement to the upper box, simulating a slip situation to which the discontinuities in slope stability problems may be subject.

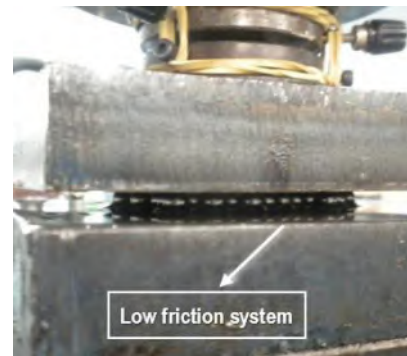


Fig. 6: Photograph of Low friction system

2.5 Normal loading

The equipment is mounted with one servo-controlled hydraulic actuator for normal load. Holding facility is provided for keeping the load constant irrespective of any deformation taking place in the specimen. The loading is static (ramp) type in load control mode. The normal force actuator and connecting piece were designed to ensure that the load is uniformly distributed over the discontinuity plane to be tested and to allow the expected dilatation during the test. The actuator used ensures that the applied normal load is uniformly distributed in the test plane with the resulting force perpendicular to the shear plane through the centroid. The normal load is applied through normal load cell of loading capacity 50 ton.

2.6 Recording and acquisition of data.

The devices used to measure the normal and shear loads applied to the sample were load cells coupled to the servo-controlled hydraulic actuators. These force transducers exhibit low deflection and a high degree of rigidity, also presenting a high degree of concentricity and component parallelism to give greater accuracy during test setup. The normal and shear forces in the developed equipment were measured with an accuracy of $\pm 0.5\%$ of full load capacity.

The normal and shear displacements were measured through LVDTs (linear variation displacement transducers) located inside the actuators: as the piston rod of the actuator moves during operation, the output voltage of the LVDT indicates how much the piston rod has moved relative to the zero-reference point. In this way it was possible to obtain measurements of loads and displacements during the entire test. Two LVDTs were used for this purpose, one LVDT is mounted vertically in the center of the sample to measure the normal displacement and another LVDT is mounted in parallel with the shear plane to measure the shear displacement. Sensitivities of these devices are 0.001 mm for both normal displacement and shear displacement.

The data acquisition was done through an MTS - FlexTest 60 controller shown in Figure 3, with 32-bit processing signal. The controller has 8 control channels and has the capacity to receive up to 6 test stations, has a system update rate between 4096 Hz - 2048 Hz using 3-8 control channels. The controller converts the mechanical and electrical signals into digital data. The output signal was connected to a computer via cable. Almost continuous measurements were performed with a sampling rate of 0.15 mm/min. The MTS TestSuite software provided by MTS Systems Corporation was used for data recording, the program has the facility to collect data and perform the necessary graphics.

3 LABORATORY TESTING OF ROCK JOINT

3.1 Samples

Gneisses are among the most common rocks found in the metropolitan area of the city of Rio de Janeiro. Two types of moderately weathered gneisses, the phacoidal microcline gneiss and the plagioclase biotite hornblende gneiss, were tested. The samples studied were obtained at the Joá tunnel of Rio de Janeiro, being gneisses of granodioritic composition, with microcline, plagioclase, biotite, quartz, hornblende and eventual garnets. Figure 7, shows the two types of rock tested.

To carry out the tests, in addition to some samples with natural discontinuities, other artificial discontinuities were created with the diametral point load test. Four samples of NX diameter (54mm) and 5 samples of diameter HX (76mm) of phacoidal microcline gneiss were tested, the NX samples presented artificial joints and HX samples presented both artificial and natural joints. Five samples of NX

diameter (54mm) of plagioclase biotite hornblende Gneiss, were tested, all of them presented artificial joints.

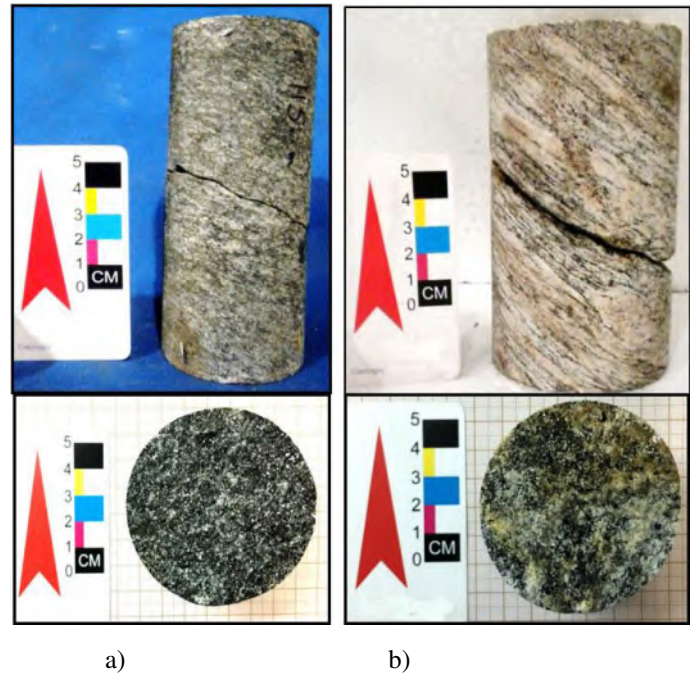


Fig. 7: a) Plagioclase biotite hornblende gneiss b) Phacoidal microcline gneiss

3.2 Test procedure in the developed equipment

The procedure adopted takes into account the considerations of the ISRM suggested method for laboratory determination of the shear strength of rock joints.

Samples were prepared considering that the height of the sample will be greater than the thickness of the shear plane and will be sufficient to be fixed to the shear boxes with a height of the sample in the shear plane of at least 10 mm.

The shear boxes were designed to preserve a thickness of 20 mm in the shear plane, the shear boxes have a height of 100 mm respectively. The half of the sample that remain fixed during the shear tests should have a greater height than the other half of the sample, doing that the joint is always supported and the nominal area in contact remains constant. To test a discontinuity sample, each half of the sample should be attached to each half of the shear boxes. When samples have a height greater than the height of the shear box (100 mm), they should be cut on the side opposite to the discontinuity to fit the height of the box.

The samples were fixed in the shear boxes with mortar 3: 1 dosage and a product were applied, to obtain a faster curing of the mortar. This allowed a tight fit, and the encapsulation allowed the

discontinuity plane to be aligned with the shear plane. The samples were mounted directly into the lower shear box of the equipment, placing the lower half of the sample centrally in the lower half of the shear box. For this, a special staple was made. A wire is placed at the bottom of the sample, to allow the upper sample be placed later.

Once the mortar is sufficiently cured (approximately 12 hours), the staple can be removed, and the bottom of the sample will be fixed in the lower case. A 20 mm thick Styrofoam spacer plate is then placed above the lower shear box so that the shear plane encloses the fixed lower half of the sample and covers the shear plane thickness of the test.

The top half of the test sample should then be placed onto the split spacer, then connect the two halves of the sample with the wire placed at the bottom of the sample and make an adjustment of the wire to be tight between the two halves. A tape is also placed around the shear surface to protect the joint from moisture in the mortar, so the upper shear box should be placed above the Styrofoam plate without disturbing the position of the upper half of the sample and placing mortar, not disturbing the assembly until the mortar cure.

Once the mortar has cured, the Styrofoam spacer plates are removed and the wire and tape are cut. Therefore, the top plate of the upper shear box must be fitted, apply friction reducing oil to the upper shear box and place the friction reducing metal balls. After this procedure, a metal plate is placed on the balls and the connection piece is placed for the later application of normal load.

Before any set of tests, the normal loading conditions to be applied during shearing must be defined, according to the normal stresses that are expected to act on the joints in the project under consideration. After the initial configuration and the sample descriptions are made, the first normal load can be applied.

Multi-stage tests were performed with replacement of the samples in the initial position and with increase and decrease of the normal load at each stage. In all of these tests, it is inevitable that damage done in earlier stages will affect results in later stages. The tests reported were performed at the shear displacement rate of 0.15 mm per minute.

3.3 Direct shear strength tests results

The samples 4NX and 5HX of phacoidal microcline gneiss exhibit a fragile behavior in the curves of displacement versus shear stress for the first two

stages (10 MPa and 8 MPa), where normal stress levels are higher, the shear strength behavior presents a peak in these stages. In the last three stages (6 MPa, 4 MPa and 2 MPa), the normal stress level was decreased and the shear strength behavior changed to ductile without a notorious peak, the tests performed were multistage tests decreasing the normal stress levels. The resistance parameters obtained for the 4NX sample are peak friction angle $\phi_p = 35.16^\circ$ and basic friction angle $\phi_b = 25.76^\circ$. Figure 8, presents the results of the sample 4NX. The basic friction angles in the present work were calculated considering the suggestions made by Hencher & Richards (1989, 2014).

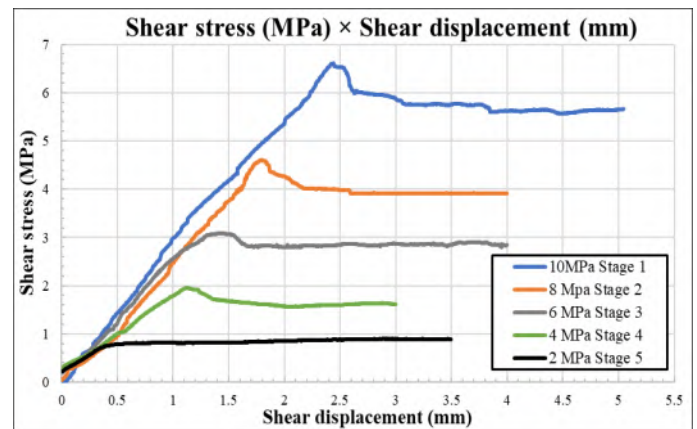


Fig. 8: Shear behavior of the sample 4NX of phacoidal microcline gneiss

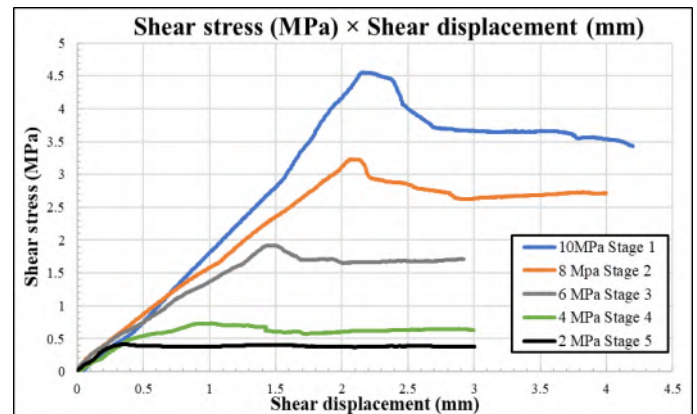


Fig. 9: Shear behavior of the sample 5HX of phacoidal microcline gneiss

The resistance parameters obtained for the 5HX sample are peak friction angle $\phi_p = 31.17^\circ$, cohesion intercept $c = -0.37$ Mpa and basic friction angle $\phi_b = 26.69^\circ$. Figure 9, presents the results of the sample 5HX.

The results of the sample 1NX of plagioclase biotite hornblende gneiss show a fragile behavior in the curves of displacement versus shear stress in the first stage where the normal stress level is lower (2 MPa), the shear strength behavior presents a peak in

this stage. In the last four stages, the normal stress levels were increased (4 MPa, 6 MPa and 8 MPa) and the shear strength behavior changed to ductile without a notorious peak, the tests performed were multistage tests increasing the normal stress levels.

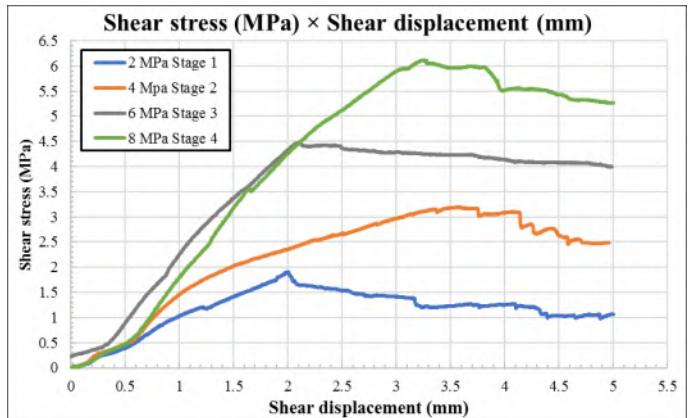


Fig. 10: Shear behavior of the sample 1NX of plagioclase biotite hornblende gneiss

The resistance parameters obtained for the 1NX sample are peak friction angle $\phi_p = 34.79^\circ$, cohesion intercept $c = 0.45$ Mpa and basic friction angle $\phi_b = 28.52^\circ$. Figure 10, presents the results of the sample 1NX of plagioclase biotite hornblende gneiss.

Possibly, the normal stress levels at which the tests were conducted were raised in such a way as to break the roughnesses controlling the strength of the joints, during the direct shear tests was observed that specimens tested presented dilatant behavior.

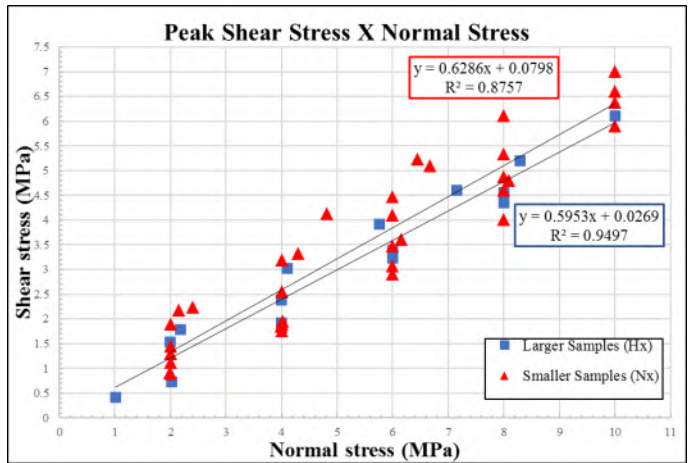


Fig. 11: Peak shear strength envelop of all samples of phacoidal microcline gneiss

The results of all phacoidal microcline phacoidal gneiss samples were plotted on the same graph (shear stress τ x normal stress σ) as Figure 11, shows, and can be noted a dispersion in the results, being greater for smaller samples (NX) than for larger samples (HX), showing the variation of the roughness. The peak resistances envelopes are

presented and the resistance parameters obtained for larger samples (HX) are peak friction angle $\phi_p = 32.15^\circ$ and cohesion intercept $c = 0.08$ Mpa. Likewise, the resistance parameters obtained for smaller samples (NX) are peak friction angle $\phi_p = 30.77^\circ$ and cohesion intercept $c = 0.03$ Mpa.

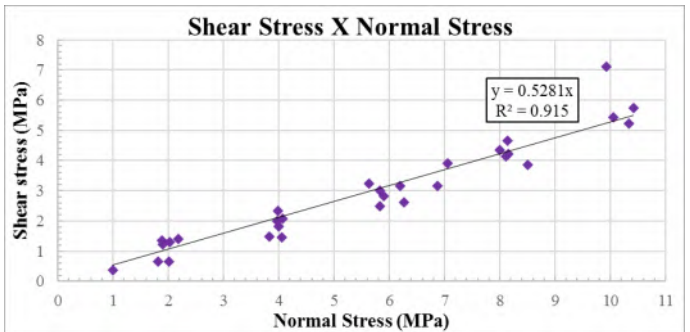


Fig. 12: Basic shear strength envelop of all samples of phacoidal microcline gneiss

Figure 12, shows that the dispersion of the results decreased when the roughness effect on the peak resistance was discounted, the basic friction angle was obtained considering the suggestions made by Hencher & Richards (1989, 2014) $\phi_b = 27.84^\circ$.

The results of all plagioclase biotite hornblende gneiss samples were plotted on the same graph (shear stress τ x normal stress σ) as Figure 13, shows and can be noted a dispersion in the results. The peak resistance envelope is presented and the resistance parameters obtained are peak friction angle $\phi_p = 32.44^\circ$ and cohesion intercept $c = 0.43$ Mpa.

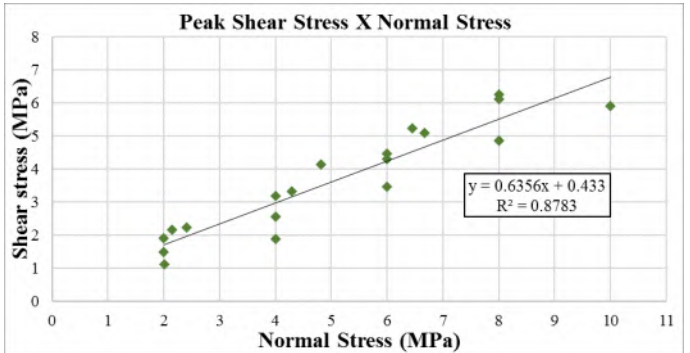


Fig. 13: Peak shear strength envelop of all samples of plagioclase biotite hornblende gneiss

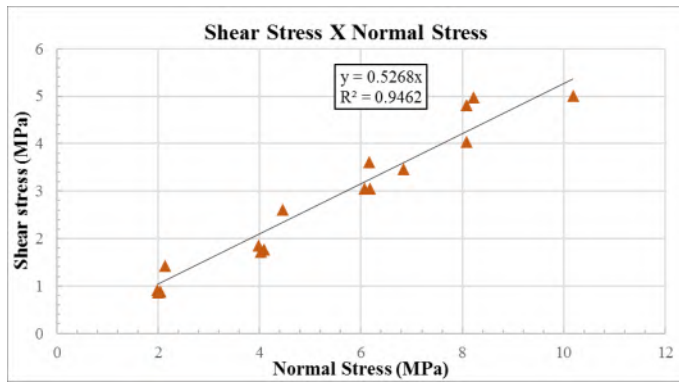


Fig. 14: Basic shear strength envelop of all samples of plagioclase biotite hornblende gneiss

Figure 14, shows that the dispersion of the results decreased when the roughness effect on the peak resistance was discounted, the basic friction angle is $\phi_b = 27.78^\circ$.

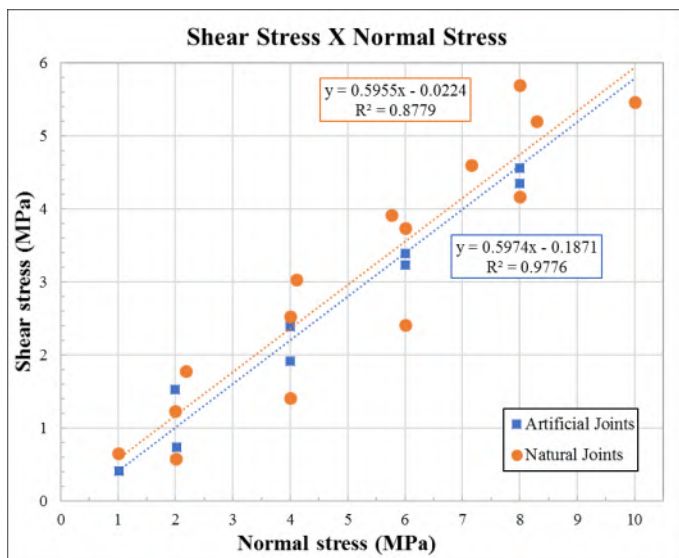


Fig. 15: Shear strength envelopes of all samples with natural and artificial joints of phacoidal microcline gneiss

Figure 15, shows a graph (shear stress τ x normal stress σ) of the results of the larger samples of phacoidal microcline gneiss, comparing data dispersion between samples with natural joints and samples with artificial joints, it can be observed that samples with natural joints present a greater dispersion of results in the direct shear tests. Such an effect may be due to the natural roughness patterns of the samples.

3.4 Comparison of results

Table 1, presents a comparison of the results of direct shear strength parameters obtained in the direct shear tests with the results of the study

conducted by Brandão da Silva (1995) with leptinite relief joints in the city of Rio de Janeiro and with data published by Hencher & Richards (2014).

Tab. 1: Comparison of results

Samples	Peak friction angle ($^\circ$)	Intercept of cohesion (MPa)	Basic friction angle ($^\circ$)
Leptinite (Brandão da Silva, 1995)	38	0.05	33.78
Saw -cut surfaces (Hencher e Richards, 2014)	-	-	25 -35
Natural joints, weathering grades II-IV, including iron and manganese oxides coating. Wet and dry (Hencher e Richards, 1982)	-	-	38 - 40
Phacoidal Microcline Gneiss	32.15	0.08	27.84
Plagioclase biotite hornblende Gneiss	32.44	0.43	27.78

According to Barton & Choubey (1977), tilt tests are ways of characterizing the roughness of a joint obtaining the joint roughness coefficient JRC_{TT} , also the authors state that it is possible to determine the basic friction angle of the rock through this methodology. For this, samples were prepared with rectified surfaces and free of irregularities. Five samples of phacoidal gneiss microcline and five samples of plagioclase biotite hornblende gneiss were tested. Once the samples were prepared, they were tested in a device suitable for carrying out the tilt test. Figure 16, shows the device described. A total of 30 tests were performed for each type of rock, and an average of the basic angle was obtained, the sliding of the samples was carried out in different directions, due to the surface anisotropy of the discontinuities, even when rectified. The basic friction angles obtained are $\phi_b = 24.52^\circ$ for phacoidal microcline gneiss and $\phi_b = 25.49^\circ$ for plagioclase biotite hornblende gneiss.



Fig. 16: Tilt test

Similarly tilt tests were carried out with joints of both types of rocks, the friction angles obtained are $\phi_p = 30.91^\circ$ for phacoidal microcline gneiss and $\phi_p = 34.26^\circ$ for plagioclase biotite hornblende gneiss. Further, the characterization of the roughness of the joints was also obtained with a profilograph and obtained the coefficient JRC_{Rp} as shown in Figure 17.

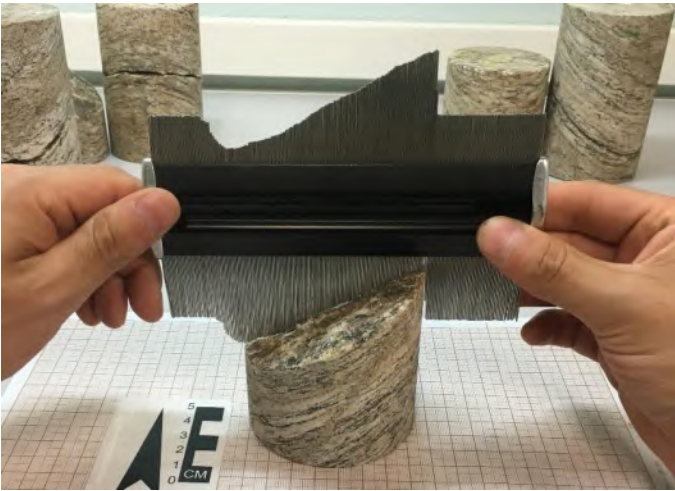


Fig. 17: Process of obtaining roughness profiles of joints

The results obtained using the Barton and Choubey method with the JRC_{Rp} and JRC_{TT} values were compared with the experimental results of the direct shear tests on the samples discontinuities. Figures 18-20, show graphically the results obtained.

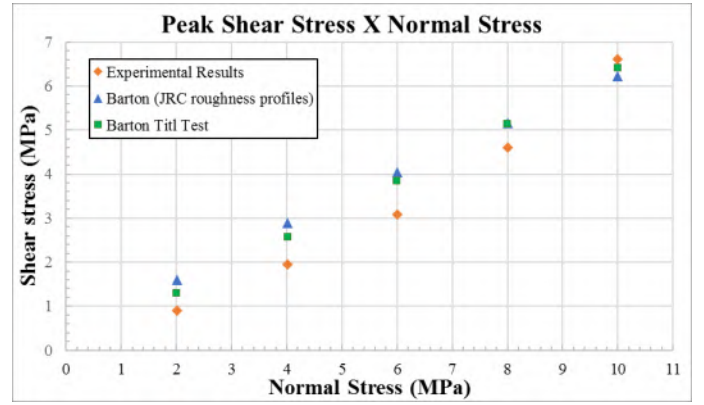


Fig. 18: Comparison of shear strengths of the sample 4Nx of phacoidal microcline gneiss

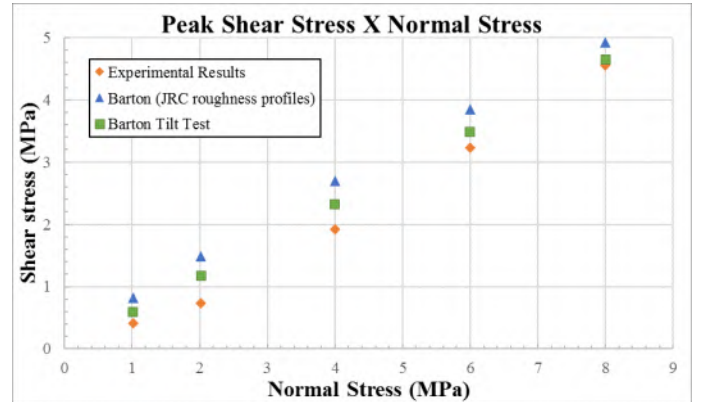


Fig. 19: Comparison of shear strengths of the sample 5HX of phacoidal microcline gneiss

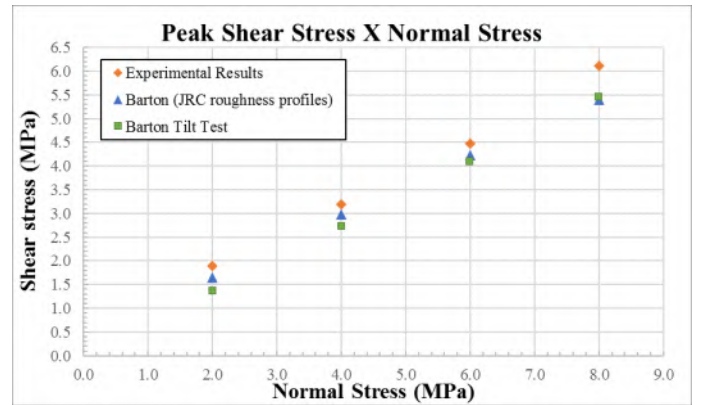


Fig. 20: Comparison of shear strengths of the sample 1Nx of plagioclase biotite hornblende gneiss

The results obtained by the Barton & Choubey (1977) criterion, with the value of JRC_{TT} and JRC_{Rp} fit reasonably well to the experimental results obtained through the direct shear tests having a good approximation in obtaining resistance parameters, it is observed that using the JRC_{TT} values approximations are closer to the experimental results of the direct shear test.

4 CONCLUSIONS

Conventional direct shearing equipment was designed, designed and developed satisfactorily, the equipment is validated to be used in the study of direct shear strength in rock discontinuities.

The resistance parameters obtained for phacoidal microcline gneiss samples are friction angle $\phi = 30^\circ$, cohesion intercept $c = 0.05$ Mpa and basic friction angle $\phi_b = 27^\circ$. The resistance parameters obtained for plagioclase biotite hornblende gneisses samples are $\phi = 30^\circ$, cohesion intercept $c = 0.05$ Mpa e $\phi_b = 27^\circ$.

The horizontal displacement versus shear displacement graphs of the samples, showed that their behavior was fragile in the early stages of multistage tests reaching the peak strengths, and their behavior was ductile in the last stages reaching the residual strength.

Smaller size samples show a greater dispersion in the results of the horizontal displacement vs. shear stress graphs than the larger size samples.

Samples with natural joints showed greater dispersion in obtaining values of shear strength than samples with artificial joints.

The empirical criterion of shear strength of joints by Barton & Choubey (1977), adjusted reasonably well to the results of the direct shear tests, when the roughness parameter was determined by analysis of tilt tests. The results obtained are satisfactory, validating the developed equipment.

REFERENCES

ASTM, 2008. Standard test method for performing laboratory direct shear test of rock specimens under constant normal force. ASTM International, West Conshohocken, 30pp.

Aydin, A. and Basu, A., 2009. The Schmidt hammer in rock material characterization. *Engineering Geology*, 81, 1-14.

Bandis, S., 1980. Experimental studies of scale effects on shear strength and deformation of rock joints. Unpublished PhD thesis, the University of Leeds, 385pp.

Bandis, S., Lumsden, A. And Barton, N., 1981. Scale effects on the shear behavior of rock joints. *Int J Rock Mech Sci Geomech Abstr*, 18, 1-21.

Barton, N., 1973. Review of a New Shear Strength Criterion for Rock Joints. *Engineering Geology*, 7, 287-332.

Barton, N., and Choubey, V., 1977. The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics* 12, 1, 1-54.

Brandão da Silva, L., 1995. The shear strength of leptinite joints in Rio de Janeiro. Msc thesis, the Pontifical Catholic University of Rio de Janeiro, 13-148.

Franklin, J., and Dusseault, M., 1989. *Rock Engineering*, McGraw-Hill (ed.), New York, 597pp.

Goodman, R.E., 1989. *Introduction to Rock Mechanics*. John Wiley and Sons, New York, 2nd edn., 562 pp.

Hecher, S. and Richards, L., 1982. The basic frictional resistance of sheeting joints in Hong Kong granite. *Hong Kong Engineer*. Hong Kong, 21-25.

Hecher, S. and Richards, L., 1989. Laboratory direct shear testing of rock discontinuities. *Ground Engineering*, 22 (2), 24-31.

Hecher, S. and Richards, L., 2014. Assessing the shear strength of rock discontinuities at laboratory and field scales. *Rock Engineering*, 48, 883-905.

ISRM, 1981. Suggested Methods for Determining Shear Strength. Brown. E.T. *Rock characterization testing and monitoring*. Pergamon Press, 131-137.

Hoek, E. and Bray, J., 1977. *Rock Slope engineering*. The Inst Mining and Metallurgy, London, 2nd edn., 402pp.

Rao, K., Shrivastava, A. and Jattinder, S., 2009. Development of an automated large scale direct testing machine for rock. *Indian Geotechnical conference*, 238-244.

Shrivastava, A. and Rao, K., 2010. Effect of boundary conditions on shear behavior of rock joint. *ISRM International Symposium 2010 and 6th Asian Rock Mechanics Symposium – Advances in Rock Engineering*, India, 23-27.

Turk, N. and Dearman, E., 1985. Investigation of some rock joints properties: roughness angle determinations. *Int Symp on fundamentals of rock joints*, 197-205.

Nokta yükü dayanım indeksi deneyinde yükleme kolu boyunun yenilme yüküne etkisi

Influence of loading apparatus length on failure load in point load strength index test

D. Akbay, R. Altındağ

Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Isparta

ÖZET: Nokta yükü dayanım indeksi kayaçların dayanımlarına göre sınıflandırılmasında, bazı kaya kütlesi sınıflama sistemlerinde kaya malzemesinin dayanım parametresi olarak, aynı zamanda tek eksenli basınç dayanımı ve çekme dayanımı gibi diğer dayanım parametrelerinin dolaylı olarak tahmin edilmesinde kullanılmaktadır. Nokta yükü dayanımı deneyi, iki konik başlık arasına yerleştirilen kayaç örneğinin kırılması esasına dayanmaktadır. Yenilme yükü ve örnek boyutları kullanılarak nokta yükü dayanım indeksi belirlenmektedir. Dünyada farklı tasarımlara sahip 100'den fazla nokta yükleme deney aleti mevcuttur. Bunlar genel ölçüm tekniği ilkelerine bağlı kalınmış, tasarım olarak da birbirine çok benzeyen hidrolik sistemin duruş şekli (yatay veya dikey), yükleme kolu boyu, gösterge (mekanik veya dijital), numune yeri (sabitlemeli veya serbest) gibi küçük farklılıklarla birbirinden ayrılmaktadır. Nokta yükü dayanım indeksi için önerilen farklı standartlar incelendiğinde yükleme kolu boyu ile ilgili bir öneri olmadığı görülmektedir. Bu çalışmada, 9 farklı kayaç çeşidi üzerinde aynı nokta yükü dayanımı deney aletinde, 8 farklı boyda yükleme kolu kullanılarak deneyler yapılmıştır. Nokta yükü dayanımı değerinin yükleme kolunun boyuna (operatörün yükleme kolunu tuttuğu yere) göre değiştiği gözlemlenmiştir. Farklı yükleme kolu boyuna sahip aletlerde deney yapıldığında, elde edilen sonuçların eşdeğer karot çapı gibi aynı zamanda standart bir yükleme kolu boyuna göre (eşdeğer kol boyu gibi) normalize edilmesi için, yükleme kolu boyuna bağlı olarak bir eşitlik önerilmiştir. Böylelikle farklı uzunluktaki yükleme kolu boyu etkisinden arındırılmış nokta yükü dayanım indeksleri hesaplanabilecektir.

ABSTRACT: Point loading strength index is used in classification of rocks according to their strengths and also in other rock mass classification systems as rock strength parameter and indirectly determining other strength parameters such as uniaxial compressive strength and tensile strength. The point load index is based on failure of the rock sample placed between two conical platens. The point load index is determined using the failure load and sample dimensions. There are more than 100 point load test instruments in the world with different designs. They are separated from each other by small differences in the design of the hydraulic system such as the standing position (horizontal or vertical), loading length, indicator (mechanical or digital), sample position (fixed or free) which are closely related to the general measurement technique and which are very similar to each other. When the different standards proposed for the point loading strength index are examined, it is seen that there is no suggestion about loading apparatus length. In this study, experiments were carried out on 9 different rock samples by using 8 different loading apparatus in different lengths in the same point loading test apparatus. It has been observed that the point load strength values changes with the length of the loading apparatus (where the operator holds the loading apparatus). An equation has been proposed depending on the loading apparatus length, so that when the experiment is carried out on devices with different loading apparatus lengths, the results obtained are normalized to a standard loading apparatus length (equivalent apparatus length) such as the equivalent core diameter. Thus, the point load index values can be calculated which are free from the effect of different lengths of loading apparatus.

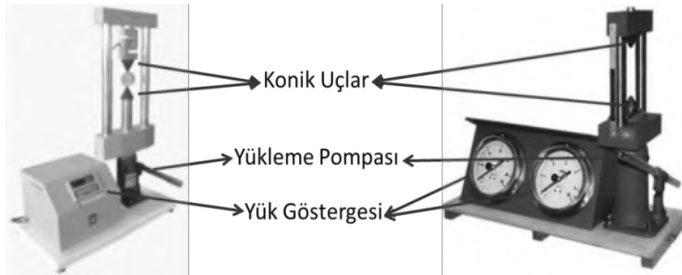
1 GİRİŞ

Kaya mühendisliği ile ilgili projelerde kaya kütlesinin sınıflandırılması; projelendirme, tasarım ve gerekirse iyileştirme açısından önem

taşımaktadır. Bir projenin fizibilite ve ilk tasarım aşamaları sırasıyla kaya kütlesi, gerilmeler ve hidrolojik karakteristikleri hakkında çok az detaylı bilgi içermektedir. Mühendislik uygulamalarında bu bilgileri elde etmek için üç farklı yöntem kullanılmaktadır. Bunlar deneysel, gözlemsel ve

sayısal yöntemlerdir. Bunlardan deneysel yöntemler kaya mekaniği standartlarına uygun olarak yapılan kayanın tanımlanmasına yarayan indeks ve mühendislik özellikleri deneylerini içerir. Fakat bazı deneyler için örnek temini, hazırlanması ve deneyin yapılması maliyetli ve zaman alıcı olabilmektedir. Bu gibi durumlarda ihtiyaç duyulan parametreyi belirleyebilmek için daha basit, hızlı, kolay, ucuz olan ve hatta örnek hazırlama işlemi gerektirmeyen deney yöntemleri kullanılabilir. Kaya kütlelerinin dayanım özelliklerini belirlemede en çok kullanılan mekanik parametreler tek eksenli basınç dayanımı (σ_c) ve nokta yükü dayanım indeksi ($I_{s(50)}$) değerleridir. Bu iki parametreden nokta yükü dayanım indeksi ($I_{s(50)}$), tek eksenli basınç dayanımı (σ_c)'na göre uygulanması daha basit, hızlı, ucuz, numune hazırlanması daha basit veya gerektirmeyen bir yöntemdir. Fakat bu avantajlarının yanında $I_{s(50)}$ belirlenirken, uygulamada bazı sakıncalarla karşılaşmaktadır.

Şu an yaygın olarak kullanılan nokta yükü dayanımı deney aletlerinin tamamı, yükleme sistemi (yükleme gövdesi, yükleme pompası ve iki konik uç) ve yük gösterge sisteminden oluşmaktadır (Şek. 1). Fakat dünyada farklı tasarımlara sahip 100'den fazla nokta yükü dayanımı deney aleti mevcuttur. Bunlar, genel ölçüm tekniği ilkelerine bağlı kalınmış, tasarım olarak da birbirine çok benzeyen; hidrolik sistem, hidrolik sistemin duruş pozisyonu (yatay veya dikey), yükleme (kriko) kolu, gösterge (mekanik veya dijital), örnek yeri (sabitlenmeli veya serbest) gibi küçük farklılıklarla birbirinden ayrılmaktadır.



Şekil 1. Bazı klasik (mevcut) nokta yükü dayanımı deney cihazlarının görünüşü

ISRM (1985; 2007)'de nokta yükü dayanımı ile ilgili standart incelendiğinde deney metodolojisi (örnek boyutu, yenilme süresi, geçerli ve geçersiz kırılma modları vb.) ve deney aleti (konik başlık geometrisi, yük göstergesi, örnek ölçeği vb.) ile ilgili çok sayıda bilgi/madde/öneri bulunmaktadır. Fakat yükleme (kriko) kolu boyu ile ilgili net bir yargı veya öneri belirtilmediğinden farklı marka aletlerde farklı yükleme kolu boyları mevcuttur (Şek. 2).



Şekil 2. Farklı deney aletlerine ait yükleme kolları

Konuyla ilgili literatür incelendiğinde nokta yükü dayanım indeksi değeri ve kayaçların bazı fiziksel ve mekanik özellikleri arasındaki ilişkileri inceleyen çok sayıda çalışmanın varlığı görülmektedir. Fakat nokta yükü dayanımı üzerine örnek boyutu dışında etki eden parametreleri inceleyen çalışmalara çok rastlanılmamış, sadece Aston (1991) ve Topal (2000) yaptıkları çalışmalarda deney aleti ve üzerindeki aparatların (konik uç) nokta yükü dayanımı üzerindeki etkilerinden bahsetmişlerdir. Aston vd., (1991) orijinal ve farklı oranlarda aşınmış konik uçlar kullanarak yaptığı deneyler sonucunda nokta yükü dayanımı değerinin nasıl değiştiğini incelemiştir. Topal (2000) ise yaptığı çalışmada, nokta yükü dayanımı deneyi ile ilgili uygulamada karşılaşılan problemlere değinmiş ve aletsel problemlerin periyodik bakım ve onarımlar ile önlenebileceğini, nokta yükleme deneyinin örnek hazırlamada problemli olmayan tuf gibi zayıf kayaçlarda kullanılmasının mümkün olduğunu, değişik kayaçlar düşünüldüğünde ise mühendislik projelerinde veya tasarıma yönelik çalışmalarda nokta yükleme deney sonuçlarının bu aşamada doğrudan kullanılmaması gerektiğini önermiştir.

Bunun dışında birçok araştırmacı nokta yükü dayanım indeksini, kayaçların tek eksenli basınç ve çekme dayanımlarının dolaylı olarak belirlenmesinde (Broch & Franklin, 1972; Bieniawski, 1975; Al-Jassar & Hawkins, 1979; Norbury, 1986; Wijk, 1980), kayaçların malzeme özelliği açısından dayanımlarına göre sınıflandırılmasında (Guidicini vd., 1973; Bieniawski, 1975), kayaç anizotropisinin saptanmasında (Greminger, 1982; Broch, 1983), RMR kaya kütle sınıflamasında (Bieniawski, 1989), tünel açma makinası hızının tahmininde (McFeat & Tarkoy, 1979), kayaçların kazılabilirlik açısından sınıflamalarında (Pettifer & Fookes, 1994) ve kayaçların dış etkilere karşı dayanıklılığı ile ilgili çalışmalarda (Rodrigues & Jeremias, 1990) kullanmışlardır. Karaman vd. (2015) RMR sınıflaması için nokta yükü dayanımını kullanarak tek eksenli basınç dayanımlarını tahmin etmeye yönelik bir çalışma yapmışlardır. Elhakim (2015) zayıf kireçtaşı ve kumtaşlarının nokta yükü dayanımlarını belirlemiş ve nokta yükü dayanımlarını kullanarak tek eksenli basınç dayanımlarını hesaplamıştır.

Broch & Franklin (1972) yaptıkları çalışmada kayaçların tek eksenli basınç dayanımının $I_{s(50)}$ değerinin yaklaşık 24 katı olduğunu ifade etmişlerdir. Hawkins, (1998) tek eksenli basınç dayanımını ile nokta yükü dayanımı arasındaki ilişkiyi belirlemek için farklı kayaçlar üzerinde bir çalışma yapmışlar ve ikisinin arasındaki oranın ($\sigma_c/I_{s(50)}$) 7-68 arasında olduğunu belirlemişlerdir. Rusnak & Mark (2000), $\sigma_c/I_{s(50)}$ arasındaki oranı incelemiş ve 20-22 arasında değiştiğini belirlemişlerdir. Quane & Russel (2003), sert ve yumuşak kayaçlar üzerinde ayrı ayrı $I_{s(50)}$ ve σ_c deneyleri yapmış, $I_{s(50)}$ ile σ_c arasındaki ilişkinin sert kayaçlarda doğrusal, yumuşak kayaçlarda ise doğrusal olmadığını gözlemlemiştir. Singh vd. (2012), benzer sert ve yumuşak kayaçlar üzerinde $\sigma_c/I_{s(50)}$ arasındaki oranı belirlemeye yönelik bir çalışma yapmış, sert kayaçlarda bu oranın 21-24, yumuşak kayaçlar arasında ise 14-16 arasında değiştiğini belirlemiştir. Heidari vd. (2012), kuru ve doymun alçıtaşı örnekleri üzerinde nokta yükü dayanımı deneyleri uygulamış ve $I_{s(50)}$ ile σ_c arasında anlamlı bir ilişki olduğunu görmüştür. Kahraman (2014), kuru ve doymun örnekler üzerinde yaptığı çalışma sonucunda $I_{s(50)}$ ile σ_c arasındaki ilişkinin yumuşak kayaçlarda doğrusal olmadığını, sert kayaçlarda ise anlamlı üstel ilişkiler belirlemiştir.

Nokta yükü dayanım indeksi deneyi adından da anlaşılacağı gibi indeks bir deneydir. İndeks deneyler basit, ucuz ve kısa sürede gerçekleştirebilen deneyler oldukları için yaygın olarak tercih edilirler. Fakat indeks deneylerden elde edilen veriler mühendislik tasarımında doğrudan kullanılmamaktadır. İndeks deneyler tasarım deneyleri olarak adlandırılan grupta yer alan ve tasarım deneyleri sonucunda elde edilen değerlerin (doğrudan çekme dayanımı, Brazilian çekme dayanımı, tek eksenli basınç dayanımı, üç eksenli basınç dayanımı, makaslama dayanımı, Elastisite modülü ve Poisson oranı vb.) dolaylı olarak kestiriminde kullanılabilirler.

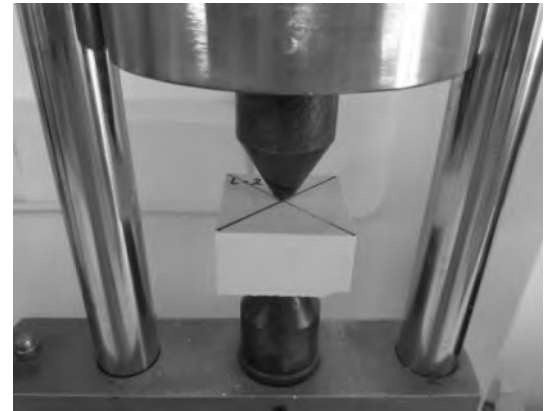
Konuyla ilgili literatüre bakıldığında, Aston vd., (1991) ve Topal (2000) dışında nokta yükü dayanımı üzerine örnek boyutu dışında etki eden parametreleri inceleyen bir çalışmaya rastlanılmamıştır. Bu çalışma, yükleme kolu boyunun $I_{s(50)}$ değeri üzerine olan etkisini belirleyebilmek amacıyla yapılmıştır. Böylece farklı uzunluktaki yükleme koluna sahip deney aletlerinde deney yapılması durumunda ortaya çıkabilecek farklılıkların ortadan kaldırılması veya etkisi oranında düzeltme yapılması sağlanmış olacak ve daha doğru $I_{s(50)}$ değerleri elde edilmiş olacaktır.

2 MATERYAL VE METOT

Yükleme kolu boyunun nokta yükü dayanımı değeri üzerinde bir etkisinin olup olmadığını belirleyebilmek için 9 çeşit kayaç örneği üzerinde (Çizelge 1), ISRM (1985; 2007)'de belirtilen standartlara uygun olarak nokta yükü dayanımı deneyleri gerçekleştirilmiştir. Deneyler 30×50×50 mm boyutlarındaki blok örnekler üzerinde, her kayaç türü için en az 10 kez tekrarlanarak gerçekleştirilmiştir. Yükleme işleminin kayacın tam orta noktasından gerçekleştirilebilmesi için örnekler deneyden önce köşegenlerinden çizilerek orta noktaları belirlenmiştir (Şek. 3).

Çizelge 1. Çalışmada kullanılan kayaçlar

Kayaç Adı	Kayaç Kodu	Köken
Kireçtaşı-1	KK-1	Sedimanter
Kireçtaşı-2	KK-2	Sedimanter
Killi Kireçtaşı-1	KL-1	Sedimanter
Killi Kireçtaşı-2	KL-2	Sedimanter
Traverten-1	KT-1	Sedimanter
Traverten-2	KT-2	Sedimanter
Mermer-1	KM-1	Metamorfik
Mermer-2	KM-2	Metamorfik
Granit	KG	Magmatik



Şekil 3. Çalışmada kullanılan blok örnek

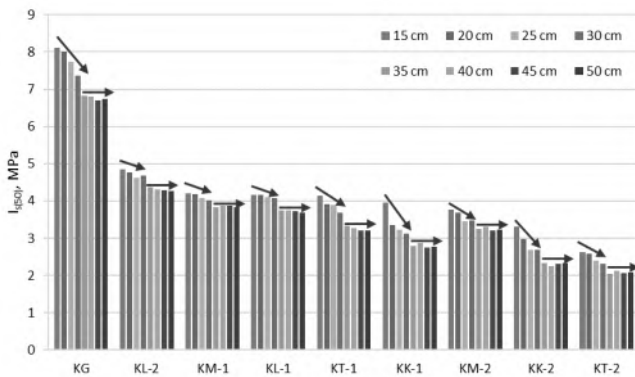
Deneyler yükleme kolu ilk tutuş pozisyonundan (15 cm) itibaren her tutuş pozisyonu için 5'er cm yükleme noktasından uzağa kaydırılarak belirlenen 8 farklı tutuş noktasından (hidrolik sisteme olan mesafeye göre 15-20-25-30-35-40-45-50 cm) kuvvet uygulanarak gerçekleştirilmiştir (Şek. 4).



Şekil 4. Farklı yüklem kolu boyları için tutuş pozisyonları

3 ARAŞTIRMA BULGULARI

Çalışma kapsamında yüklem kolu boyunun $I_{s(50)}$ değeri üzerindeki etkisini inceleyebilmek için farklı yüklem kolu boyları ile $I_{s(50)}$ değerlerine ait sütun grafikler çizdirilmiştir (Şek. 5). Şekil 5 incelendiğinde, yüklem kolu boyu 15 cm ile 35 cm arasında değiştiğinde, nokta yükü dayanımı değerlerinde dikkate alınması gereken önemli bir azalmanın meydana geldiği, yüklem kolu boyu 35 cm ile 50 cm arasında değiştiğinde ise nokta yükü dayanımı değerlerinde önemli bir değişim olmadığı görülmektedir. Diğer bir ifadeyle, yüklem kolu boyu uzadıkça nokta yükü dayanımı değerinde azalma meydana gelirken, 35 cm'den sonra önemli bir değişiklik olmadığı görülmektedir. Bu durum nokta yükü dayanımı değerlerinde meydana gelen değişim oranlarının da birbirine çok yakın olmasından anlaşılmaktadır (Çizelge 2).



Şekil 5. Farklı yüklem kolu boyları ile $I_{s(50)}$ değerlerinin değişimi arasındaki ilişkiler

Çizelge 2. 15 cm tutuş pozisyonundan elde edilen $I_{s(50)}$ değerlerine göre farklı yüklem kolu tutuş pozisyonlarının -% değişimi

Kayaç Kodu	Yüklem Kolu Boyları						
	20 cm (%)	25 cm (%)	30 cm (%)	35 cm (%)	40 cm (%)	45 cm (%)	50 cm (%)
KK-1	-15,2	-18,3	-21,1	-29,5	-27,3	-30,6	-29,8
KK-2	-9,7	-18,4	-18,8	-29,2	-31,9	-29,8	-29,5
KL-1	-0,4	-1,9	-2,3	-10,0	-10,3	-10,4	-11,4
KL-2	-1,5	-4,5	-3,5	-9,8	-10,9	-11,5	-12,1
KT-1	-5,7	-6,2	-11,4	-19,8	-21,2	-22,5	-22,9
KT-2	-1,5	-8,7	-12,2	-22,4	-19,4	-21,6	-20,4
KM-1	-0,5	-2,8	-4,2	-8,7	-7,9	-7,8	-8,9
KM-2	-2,6	-8,6	-8,2	-13,9	-12,4	-15,2	-14,6
KG	-1,5	-4,8	-9,4	-16,0	-16,1	-17,5	-17,0

Nokta yükü dayanımı deneyinde operatörün kol gücü, moment etkisi ile deney aletine iletilmektedir. Moment, kuvvet ile dönme noktasının kuvvet doğrultusuna dik uzaklığının çarpımıdır ve bu uzaklıkla da doğru orantılıdır. Farklı uzunluktaki yüklem kolları ile deney yapılırken operatör aynı iken (kuvvet, F), kol boyu (uzaklık, d) değişecek olursa kırılma yükü (moment, m) de değişecektir. Nokta yükü dayanımı deneyinde ise kayacın yenilme yükü (moment, m) sabit olacağı için, yüklem kolunun boyuna göre operatörün uygulayacağı kuvvet değişecektir. Teoride kol boyu uzadıkça operatörün hissedeceği direnç azalacağından daha az kuvvet uygulayarak deneyi sonlandıracaktır. Fakat insan faktöründen dolayı kol boyunun uzaması nedeniyle operatörün uygulaması gereken kuvvetteki azalma miktarı olması gereken kadar olmayacaktır. Tam tersi durumda da kol boyu kısalırsa operatör kayacı kırmak için daha fazla kuvvet uygulayacak, fakat kol boyu kısalırsa için gücünü kontrollü olarak yüklem koluna aktaramayacak, bu da hızlı ve ani yüklemeye neden olacak ve bu durum da nokta yükü dayanımı değerinin olması gerekenden daha yüksek çıkmasına neden olacaktır.

Bu çalışmada, 35 cm'den kısa yüklem kolları ile deney yapılması durumunda $L=35$ cm veya $L>35$ cm durumları için, diğer bir ifadeyle kol boyu etkisinden arındırılmış, kol boyuna bağlı olmayan $I_{s(50)}$ değerlerinin belirlenebilmesi için bir eşitlik önerilmiştir (Eşitlik 1). Deneyler sonucunda elde edilen nokta yükü dayanımı değerleri ve yüklem kolu boyu etkisi için normalleştirilmiş nokta yüklem dayanımı değerleri Çizelge 3'te verilmiştir. Ölçülen $I_{s(50)}$ değerleri ile tahmin edilen $I_{s(50)L}$ değerlerini 1:1 grafiği çizdirilerek aralarındaki ilişki incelenmiş ve 0,99 korelasyon katsayılı, çok güçlü doğrusal bir ilişki olduğu belirlenmiştir (Şek. 6).

$$I_{s(50)L} = I_{s(50)L_i} + (-0,0344) \times (35 - L_i) \quad (1)$$

Burada;

$I_{s(50)L}$ = Kol boyu normalleştirilmesi uygulanmış nokta yükü dayanımı değeri, MPa

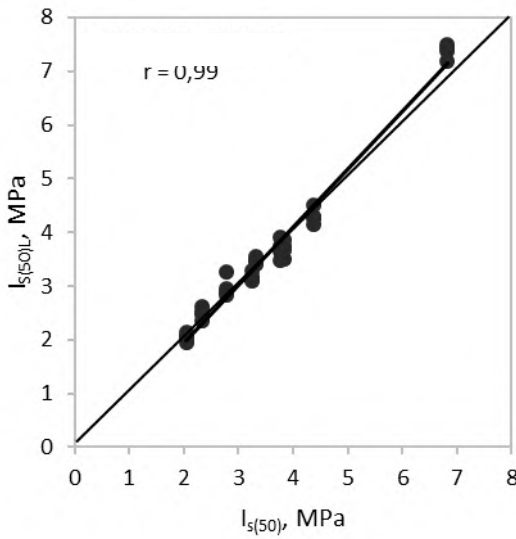
$I_{s(50)L_i}$ =Kol boyu, $L < 35$ cm için nokta yükü dayanımı değeri, MPa

L_i = Deney cihazının yükleme kolu boyu, cm

Çizelge 3. Deneyler sonucunda elde edilen $I_{s(50)}$ değerleri ve kol boyu için normalleştirilmiş $I_{s(50)L}$ değerleri

Kayaç Kodu	15 cm		20 cm		25 cm		30 cm		35 cm	40 cm	45 cm _j	50 cm _j
	$I_{s(50)L15}$ (MPa)	$I_{s(50)L}$ (MPa)	$I_{s(50)L20}$ (MPa)	$I_{s(50)L}$ (MPa)	$I_{s(50)L25}$ (MPa)	$I_{s(50)L}$ (MPa)	$I_{s(50)L30}$ (MPa)	$I_{s(50)L}$ (MPa)	$I_{s(50)}$ (MPa)	$I_{s(50)}$ (MPa)	$I_{s(50)}$ (MPa)	$I_{s(50)}$ (MPa)
KK-1	3,96	3,27	3,36	2,84	3,24	2,89	3,13	2,95	2,79	2,88	2,75	2,78
KK-2	3,30	2,61	2,98	2,47	2,70	2,35	2,68	2,51	2,34	2,25	2,32	2,33
KL-1	4,17	3,48	4,16	3,64	4,09	3,75	4,08	3,91	3,75	3,74	3,74	3,70
KL-2	4,85	4,16	4,78	4,26	4,63	4,29	4,68	4,50	4,37	4,32	4,29	4,26
KT-1	4,15	3,46	3,91	3,40	3,89	3,55	3,68	3,51	3,33	3,27	3,21	3,20
KT-2	2,63	1,94	2,59	2,07	2,40	2,06	2,31	2,14	2,04	2,12	2,06	2,09
KM-1	4,20	3,51	4,18	3,66	4,08	3,74	4,03	3,85	3,83	3,87	3,87	3,83
KM-2	3,78	3,09	3,68	3,16	3,46	3,11	3,47	3,30	3,25	3,31	3,21	3,23
KG	8,12	7,43	8,00	7,48	7,73	7,39	7,36	7,19	6,82	6,81	6,70	6,74

$I_{s(50)L_i}$: Kol boyu, $L < 35$ cm için nokta yükü dayanımı değeri; $I_{s(50)L}$: Normalleştirilmiş nokta yükü dayanımı; $I_{s(50)}$: Nokta yükü dayanımı



Şekil 6. $I_{s(50)}$ ile $I_{s(50)L}$ arasındaki ilişki

5 SONUÇLAR

Kayaçların dayanımını belirlemek için kullanılan ve diğer deney yöntemlerine (basınç dayanımı, çekme dayanımı vs.) göre daha hızlı, daha basit, daha pratik olan nokta yükü dayanımı deneyi ile ilgili gözden geçirilmesi, incelenmesi gereken bazı hususların olduğu bugüne kadar yapılan çalışmalarda görülmüştür. Nokta yükü dayanımı değeri ve kayaçların bazı fiziksel ve mekanik özellikleri arasındaki ilişkileri inceleyen çok sayıda çalışmanın yapılmış olduğu görülmektedir. Fakat nokta yükü dayanımı üzerine örnek boyutu dışında etki eden parametreleri inceleyen çok fazla çalışma yapılmamıştır. Bu çalışma kapsamında nokta yükü

dayanımı değeri üzerine yükleme kolu boyunun etkisi incelenmiştir.

Yükleme kolu boyu 15 cm ile 35 cm arasında değiştiğinde nokta yükü dayanımı değerlerinde önemli bir azalmanın meydana geldiği, yükleme kolu boyu 35 cm ile 50 cm arasında değiştiğinde ise nokta yükü dayanımı değerlerinde önemli bir değişimin olmadığı görülmektedir.

Bunun sebebinin de kol boyu kısaltıldıkça operatörün kola uyguladığı gücü kontrol edememesi sonucunda yüklemenin hızlı ve kontrolsüz olarak gerçekleşmesinden, fakat kol boyu uzadıkça gücünü kola daha kontrollü olarak aktarmasıyla, yüklemeyi daha üniform ve istediği hızda uygulayabilmesinden kaynaklandığı düşünülmektedir.

Bu çalışma sonucunda 35 cm'den kısa yükleme kolları ile deney yapılması durumunda $L=35$ cm veya $L>35$ cm durumları için, diğer bir ifadeyle kol boyu etkisinden arındırılmış, kol boyuna bağlı olmayan $I_{s(50)}$ belirlenebilmesi için bir eşitlik önerilmiştir (Eşitlik 1).

$$I_{s(50)L} = I_{s(50)L_i} + (-0,0344) \times (35 - L_i) \quad (1)$$

Çalışmada kullanılan kayaçlar için ölçülen $I_{s(50)}$ değerleri ile normalleştirilmiş $I_{s(50)L}$ değerleri arasında 0,99 korelasyon katsayılı, çok güçlü doğrusal bir ilişki olduğu belirlenmiştir.

İleride yapılacak çalışmalarda kayaç türü ve sayısı artırılarak, farklı dayanıma sahip kayaçları da temsil etmesi açısından daha anlamlı hale getirilebilir.

Ayrıca tek eksenli basınç dayanımının tahmininde en çok kullanılan parametre olan $I_{s(50)}$ belirlenirken yapılacak 0,5 MPa'lık bir hatanın etkisi en çok bilinen ve kullanılan eşitlikte ($\sigma_c = 24 \times I_{s(50)}$) yerine konulacak olursa, $I_{s(50)} = 24 \times 0,5 = 12$ MPa'lık bir hataya neden olacaktır.

Yukarıda belirtilen sebeplerden dolayı nokta yükü dayanımı ile ilgili standartlarda, tıpkı konik başlığın sertliği, açısı ve küresellik yarıçapında olduğu gibi standart ergonomik bir kol boyu uzunluğu belirtilmelidir.

KAYNAKLAR

- Al-Jassar, S.H., Hawkins, A.B., 1979. Geotechnical Properties of The Carboniferous Limestone of The Bristol Area The Influence of Petrography And Chemistry, 4th ISRM Congress, 2-8 September, Montreux, Switzerland. 3-14.
- Aston, T.R.C., MacIntyre, J.S., Kazi, H.A., 1991. The effect of worn and chipped points on point load indices. *Mining Science and Technology* 13, 69-74.
- Bieniawski, Z.T., 1975. The point-load test in geotechnical practice. *Engineering Geology* 9, 1-11.
- Bieniawski, Z.T., 1989. *Engineering rock mass classifications*. Wiley, New York, 264 p.
- Broch, E., 1983. Estimation of strength anisotropy using the point-load test. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 20, 181-187.
- Broch, E., Franklin, J.A., 1972. The Point-Load Strength Test. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 9, 669-697.
- Broch, E., and Franklin, J.A., 1972.. The point load strength test. *International Journal of Rock Mechanics Mining Sciences and Geomechanical Abstracts*, 9, 669-697pp.
- Elhakim, A.F., 2015. The use of point load test for Dubai weak calcareous sandstones. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* 7, 452-457. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2015.06.003>
- 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, 241-246.
- Guidicini, G., Nieble, C.M., De, C.A.T., 1973. Analysis of point load test as a method for preliminary geotechnical classification of rocks. *Bulletin of the International Association of Engineering Geology* 37-52.
- Hawkins, A.B., 1998. Aspects of rock strength. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 57, 17-30.
- Heidari, M., Khanlari, G.R., Kaveh, M.T., Kargarian, S., 2012. Predicting the Uniaxial compressive and Tensile Strengths of Gypsum Rock by Point Load Testing. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 45, 265-273.
- ISRM (1985) Commission on testing methods. suggested method for determining point load strength (revised version). *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, 22, 51-60.
- ISRM (International Society of Rock Mechanics), 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974- 2006. ISRM Turkish National Group, Ankara, Turkey, p. 628.
- Kahraman. S., 2014. The determination of uniaxial compressive strength from point load strength for pyroclastic rocks. *Engineering Geology*, (170), 33-42.
- Karaman, K., Kaya, A., Kesimal, A., 2015. Use of the point load index in estimation of the strength rating for the RMR system. *Journal of African Earth Sciences* 106, 40-49.
- McFeat, S, and Tarkoy, P.J., 1979. Assessment of tunnel boring, machine performance. *Tunnels and Tunnelling*, 11 (10), 33-37pp.
- Norbury, D.R., 1986. The Point Load Test. *Geological Society, Engineering Geology Special Publication*, 2, 325-329.
- Pettifer, G.S., Fookes, P.G., 1994. A revision of the graphical method for assessing the excavatability of rock. *Quarterly Journal of Engineering Geology* 27, 145-164.
- Quane, S.L., Russel, J.K., 2003. Rock strength as a metric of welding intensity in pyroclastic deposits. *European Journal of Mineralogy*, 15, 855-864.
- Rodrigues, J.D., and Jeremias, F.T., 1990. Assesment of rock durability through index properties. *Proceedings 6th. International Congress IAEG*, 4, 3055-3060.
- Rusnak, J., Mark, C. Using the point load test to determine the uniaxial compressive strength of coal measure rock. In: Peng, S.S., Mark, C. (Eds.), *Proceedings of the 19th International Conference on Ground Control in Mining*, Morgantown, West Virginia, 2000, 362-371.
- Singh, T.N., Kainthola, A., Venkatesh, A., 2012. A Correlation Between Point Load Index and Uniaxial Compressive Strength for Different Rock Types. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 45, 259-264.
- Topal, T., 2000. Nokta yükleme deneyi ile ilgili uygulamada karşılaşılan problemler. *Jeoloji Mühendisliği* 24, 73-86.
- Wijk, G., 1980. The Point Load Test for the Tensile Strength of Rock. *Geotechnical Testing Journal* 3, 49-54.

Nokta yükü dayanım indeksinin yarılanmış karot örneklerinden belirlenebilirliğinin araştırılması

An investigation on determination of the point load strength index using half-split core samples

M. Şahin & R. Ulusay

Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 06800 Beytepe, Ankara

ÖZET: Nokta yükü dayanım indeksi, kaya mühendisliğinde yaygın şekilde kullanılan bir indeks olup, bu indeksin tayininde silindirik karot örnekleri veya düzensiz şekilli örnekler kullanılmaktadır. Ancak maden sahalarında eksenel olarak ortadan yarılanan karot örneklerinin birer parçası jeokimyasal analizlere gönderilmektedir. Bu durum, yarılanmış örneğin diğer parçasının sadece dayanım ve deformabilite deneylerinde değil, nokta yükü deneylerinde de kullanılamaması sorununa neden olmaktadır. Bu çalışmada; bu deneyin yarılanmış karotlar üzerinde uygulanabilirliğinin araştırılması ve bu şekilde belirlenen nokta yükü dayanım indeksi değerlerinden tek eksenli sıkışma dayanımının tahmini için görgül bir eşitliğin önerilmesi amaçlanmıştır. Bu amaçla 12 farklı kaya türünden hazırlanan silindirik ve yarılanmış karot örneklerinde nokta yükü dayanım indeksi ve tek eksenli sıkışma dayanımı tayinleri yapılmış ve deney sonuçları amaca yönelik olarak istatistiksel analizlerle değerlendirilmiştir. Sonuçlar, bu indeksin yarılanmış karotlardan da doğru şekilde tayin ve bu değer belirlenmesi için bir katsayıyla çarpılmasıyla tek eksenli sıkışma dayanımının da oldukça düşük bir hata payıyla dolaylı olarak tahmin edilebileceğini göstermiştir.

ABSTRACT: The point load strength index is a widely used index in rock engineering, and cylindrical core and irregular shaped specimens are used in its determination. But, in mine sites, the cores are cut axially into two equal parts to obtain half-split cores and one part is sent to laboratory for geochemical analyses. This situation causes a problem that the remaining half of the cores from the specimens cannot be used not only in the strength and deformability tests, but also in the point load test. In this study, it is aimed to investigate the applicability of this test on half-split cores and to suggest an empirical equation for indirectly estimating the uniaxial compressive strength from the the values of point load strength index of half-split cores. To achieve these goals, point load and uniaxial compression tests were conducted on the half-split and cylindrical samples prepared from 12 different rock types and the test results were assessed with the aid of statistical analyses. The analysis results indicate that the point load strength index may also correctly be determined from the half-split cores and uniaxial compressive strength may be estimated from the point load strength index of half-split cores with a low error margin by multiplying it with a coefficient.

1 GİRİŞ

Kaya mühendisliği uygulamalarında tek eksenli sıkışma dayanımı (UCS), kaya malzemesi ve kaya kütlesi sınıflamalarından tasarıma kadar değişen birçok amaçla kullanılan parametreler arasında yer almaktadır. Bu özellik, belirli bir boy/çap oranına göre hazırlanmış örnekler üzerinde tayin edilmektedir. Ancak örneklerin uluslararası standartlara veya önerilmiş yöntemlere göre belirli bir “boy/çap” oranında hazırlanamadığı durumlarda UCS dolaylı yöntemlerle tayin edilmekte olup, “nokta yükleme dayanım indeksi, I_s ” bu yöntemler arasında en eski ve yaygın kullanılanların başında gelen bir deneydir (ISRM,

1985, 2007). I_s silindirik karot örnekleri veya düzensiz şekilli örnekler üzerinde belirlenmektedir. Nokta yükleme deneyi ilk kez Reichmuth (1963) tarafından tasarlanmıştır olup, Broch ve Franklin (1972) tarafından geliştirilmiştir. Maden sahalarında sondajlardan alınan karotlar sadece maden jeolojisi açısından değil, aynı zamanda işletme tasarımı için gereksinim duyulan jeoteknik verinin sağlanması açısından kaya mekaniği uygulamalarında da önemlidir. Ancak bu karotlar arama ve fizibilite aşamalarında cevher tenörünün tayini amacıyla yarılanarak (Şekil 1) jeokimyasal analizlere gönderildikleri için, geriye kalan diğer yarım karotlar üzerinde sadece dayanım deneylerinin değil, nokta yükü gibi indeks

deneylerin yapılması da olanaksızlaşmakta, dolayısıyla jeomekanik özelliklerin tayin edilememesi sorunu ortaya çıkmaktadır. Bugüne değin bu sorunun çözümüne yönelik herhangi bir çalışmaya literatürde rastlanılmamıştır. Bu husus dikkate alınarak bu çalışmada; nokta yükü deneyinin yarılanmış karotlar üzerinde de yapılabilirliğinin ve UCS'nin yarılanmış karotlardan tayin edilecek I_s değerlerinden tahmin edilebilirliğinin araştırılması amaçlanmıştır. Bu amaca yönelik olarak; 12 farklı kaya türünden farklı çaplarda (NX, NQ, BX) hem silindirik hem de ortadan yarılanmış yeterli nitelik ve nicelikte karot örnekleri hazırlanarak bunlar üzerinde I_s ve UCS tayinleri yapılmıştır. Son aşamada, deney sonuçları bir dizi istatistiksel analize tabi tutularak yarılanmış karotlardan I_s 'in belirlenebilirliği araştırılmış ve yarılanmış karotlardan elde edilen I_s değerlerinden UCS'nin tahminine yönelik görgül bir eşitlik önerilmiştir.



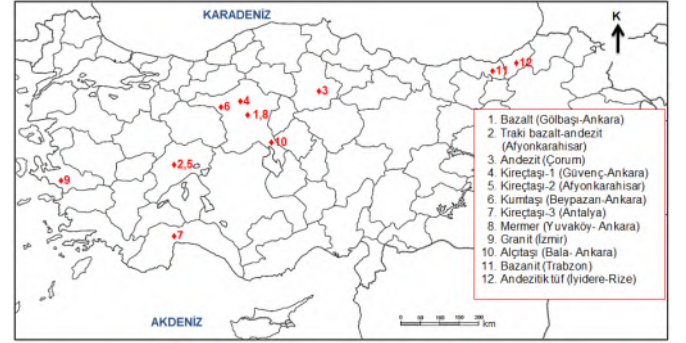
Şekil 1. Bir cevher sahasında yarılanmış karotlar.

2 KAYA TÜRLERİ VE ÖRNEK HAZIRLAMA

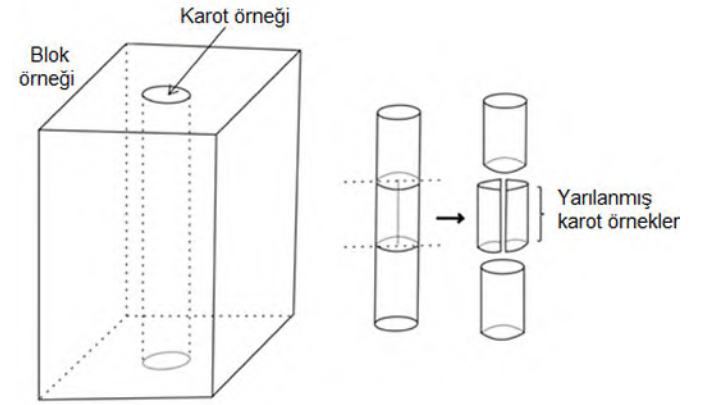
Çalışma kapsamında, farklı yerlerdeki taş oaklarından ve Ankara'da kaya bloğu satışı yapan yerlerden bozunma etkilerine maruz kalmamış, homojen, masif ve çatlaksız, yeterli büyüklükte ve sayıda 12 farklı kaya türünden blok örnekler alınmıştır (Şekil 2). Makro olarak adlandırılan bu örneklerin ayrıca ince kesitleri hazırlanarak mineralojik-petrografik analizleri de yapılmış ve makro adlandırmaları teyit edilmiştir.

Kaya mekaniği deneylerinde farklı karot çapları kullanıldığı dikkate alınarak, bloklardan NX (54.7 mm), NQ (47.6 mm) ve BX (42 mm) çaplarında örnekler hazırlanmıştır. Silindirik ve yarılanmış karotlar üzerinde yapılacak olan nokta yükü deneylerinden elde edilecek sonuçların karşılaştırılması amacıyla, Şekil 3'te gösterildiği şekilde, silindirik örnekler yarılanacak örneklerin

alt ve üst kısımlardan kesilerek hazırlanmıştır. Sonuçta; nokta yükü deneyleri için 376'şar adet yarılanmış ve silindirik örnekler, UCS deneyleri için ise 134 adet silindirik karot örneği elde edilmiştir.

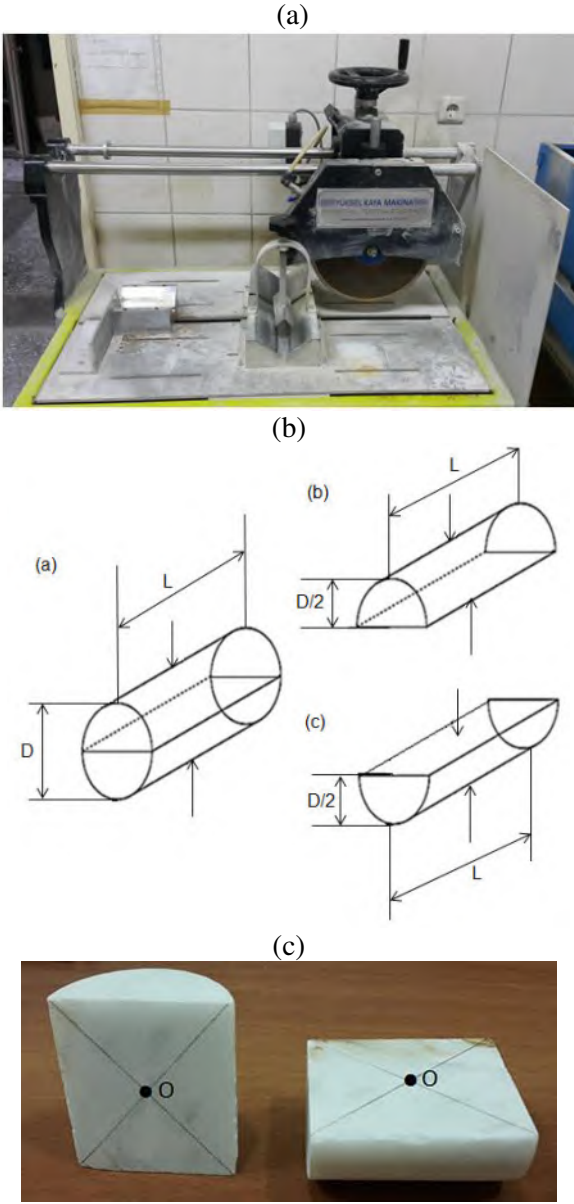


Şekil 2. Çalışmada kullanılan kaya türleri ve alındıkları yerler.



Şekil 3. Silindirik ve yarılanmış karotların alımında izlenen yöntemin şematik gösterimi.

Karotların tam ortadan yarılanmasını sağlamak amacıyla; iç açısı 90° ve paslanmaz çelikten imal edilmiş bir V-kanal karot kesme makinesinin tablasına monte edilmiştir (Şekil 4a). Farklı çaplara sahip silindirik karot örnekleri V-kanala yerleştirilerek ve tam ortadan kesilerek yarılanmış örnekler elde edilmiştir. Şekil 4b'de gösterildiği gibi, yarılanmış örneklerin altta kalan kısmı 'yarılanmış alt örnekler', üstte kalan kısmı ise 'yarılanmış üst örnekler' olarak adlandırılmıştır. Nokta yükleme aletinin konik uçlarının yarılanmış örneğin tam ortasına konulmasını ve köşegenlerin kesişme noktasının (Şekil 4c, O noktası) dışından geçen yenilme yüzeylerinin belirlenmesini sağlamak amacıyla yarılanmış örneklerin düz yüzeylerine köşegenler çizilmiştir. Eğer bu kesişme noktasının dışında bir yenilme yüzeyi geçmişse, yenilme yüzeyi her iki konik ucun arasından geçmediği gerekçesiyle deneyin geçersiz sayılması öngörülmüştür.



Şekil 4. (a) Kesme makinesi ve V-kanalı, (b) silindirik örnek ve yarılanmış alt ve üst örnekler (D: çap, L: boy) (c) yarılanmış karotlarda çizilen köşegenler.

3 DENEY SONUÇLARI

Silindirik örnekler ISRM (2007) tarafından önerilen çapsal deney yöntemi izlenerek, yarılanmış örnekler ise alt ve üst örnekler olarak, Şekil 5'te görüldüğü gibi yükleme konilerinin arasına 2 farklı konumda yerleştirilerek nokta yükü deneylerine tabi tutulmuşlardır. Deneylerde kullanılan tüm örnekler 10-60 sn arasında yenilmiş ve yenilme yüzeyleri nokta yükleme aletinin konik uçlarının arasından geçmiş olup, bir örnek Şekil 5b'de verilmiştir. Ancak deneyler sonucunda 2 veya 3 parçaya bölünen örneklerden bazıları deneye bağlı olmayan nedenlerle (yenilme anında sağa-sola hareket ederek duvara veya zemine çarpıp kırılarak) 4 parçaya ayrılmıştır.

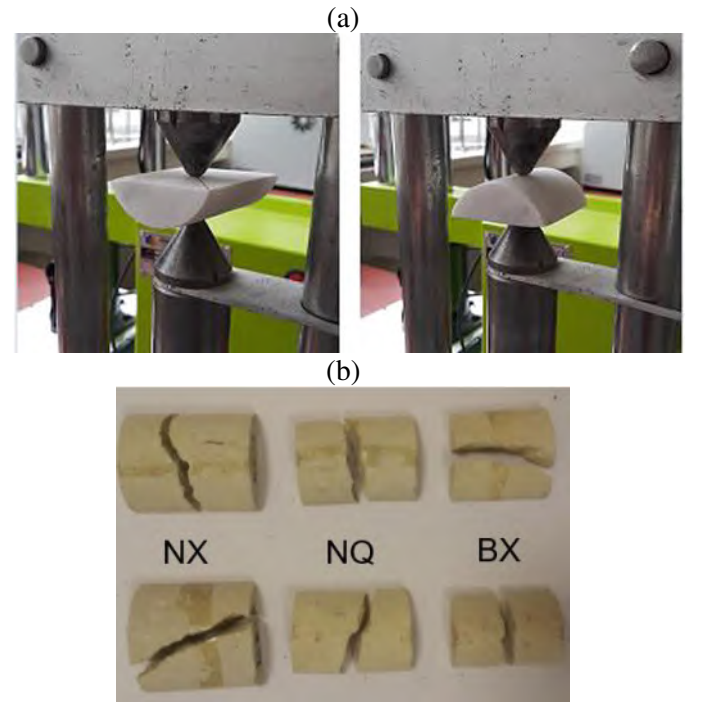
Toplam 376 adet silindirik karot örneği üzerinde yapılan çapsal deneylerden elde edilen

sonuçlar, tüm kaya türleri için Çizelge 1'de verilmiştir. Yarılanmış karotlarla ilgili hesaplamalarda ise, aşağıdaki aşamalar izlenmiştir:

- İki konik uç arasındaki kesit alanı (yarım dairenin alanı) $A = \pi r^2/2$ 'dir.
- Nokta yükleme deneyinde düzensiz şekilli örnekler için kullanılan hesaplama yöntemindeki eşdeğer karot çapı eşitliğinde ($D_e^2 = 4A/\pi$), alan yerine ($\pi r^2/2$) yazıldığında, $D_e^2 = 2r^2$ olacaktır.
- Yarılanmış örnekler için nokta yükü deneyinde uygulanan yükün (P) eşdeğer çapın karesine bölünmesiyle "yarılanmış örneğin nokta yükü dayanım indeksi (I_{sHS})" hesaplanır.

$$I_{sHS} = P/D_e^2 = P/2r^2 \quad (1)$$

Oniki kaya türüne ait yarılanmış tüm alt ve üst karotlar için Eş.1'den hesaplanan I_{sHS} değerlerinin değişim aralıkları ve ortalamaları Çizelge 1'de verilmiştir.



Şekil 5. (a) Yarılanmış alt ve üst örneklerde nokta yükü deneyi, (b) farklı yarıçaptaki yarılanmış Kireçtaşı-3 örneklerinde yenilme yüzeylerine ait görüntüler.

12 kaya türüne ait ve L/D oranı 2.5-3.0 arasında değişen toplam 134 adet silindirik karot örneğinin tek eksenli sıkışma dayanımları ISRM (2007) tarafından önerilen yöntemle göre, 500 kN yükleme kapasiteli ve otomatik hız kontrollü hidrolik pres kullanılarak tayin edilmiştir. Deney sonuçları tüm kaya türleri için Çizelge 1'de toplu halde özet olarak verilmiştir.

Çizelge 1. Deney sonuçları

KT No.	UCS (MPa)	$I_{s(50)}$ (MPa)	I_{sHS} (MPa) Yar.-Alt	I_{sHS} (MPa) Yar.-Üst
1	84.4 (73.8-95.1)	8.4 (7.5-10.4)	8.7 (7.8-10.6)	8.6 (7.4-10.6)
2	93.1 (83.3-99.2)	8.2 (7.4-9.3)	8.2 (7.1-9.0)	8.3 (7.3-9.0)
3	66.8 (52.7-78.8)	4.9 (3.9-6.1)	5.1 (3.7-5.9)	5.0 (3.7-6.4)
4	19.3 (14.8-26.9)	2.0 (1.1-3.2)	2.1 (1.6-3.0)	2.1 (1.5-2.8)
5	66.8 (58.9-75.1)	5.0 (3.9-6.0)	4.9 (3.5-6.4)	5.1 (3.8-6.3)
6	27.4 (2.8-37.3)	3.0 (2.1-4.1)	3.1 (2.4-3.8)	3.1 (2.4-4.1)
7	32.3 (23.8-36.7)	2.3 (1.6-3.1)	3.1 (2.6-3.8)	3 (2.5-3.6)
8	77.8 (60.2-91.2)	4.2 (2.9-5.8)	5.2 (3.7-6.9)	5.1 (3.7-6.3)
9	111.0 (89.8-144.3)	7.8 (6.6-9.7)	8.4 (7.1-9.3)	8.6 (6.5-10.8)
10	17.0 (14.3-20.8)	1.5 (1.0-2.1)	1.6 (1.1-2.4)	1.6 (1.1-2.3)
11	99.3 (80.6-121.4)	7.2 (4.3-9.2)	8.0 (6.8-10.)	8.0 (6.4-9.6)
12	46.1 (37.8-54.0)	2.5 (2.0-3.1)	3.9 (2.6-5.3)	4.0 (2.6-5.2)

Kaya türlerinin (KT) adları için Şekil 2'ye bakınız.

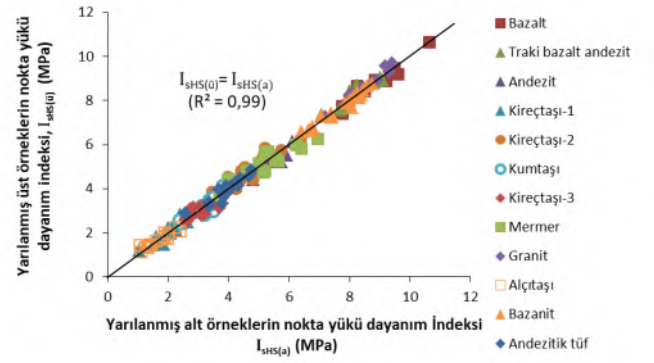
Yar.-Alt/Yar.Üst.: Yarılanmış alt/üst örnek

Parantez dışındaki rakamlar ortalama değerler olup, parantez içindekiler ise değişim aralığıdır.

4 YARILANMIŞ ÖRNEKLERDE NOKTA YÜKÜ DAYANIM İNDEKSİNİN TAYİNİ VE UCS'İN TAHMİNİ

4.1 Yarılanmış ve silindirik örneklerle ait nokta yükü dayanım indekslerinin karşılaştırılması

Her bir karot örneğinin iki eşit parçaya bölünmesiyle elde edilen yarılanmış alt ve üst karot örneklerinde tayin edilen I_{sHS} değerleri deneylerde esas alınan üç farklı örnek çapı için birbirleriyle ayrı ayrı karşılaştırıldığında, bunların çakıştıkları ve bir kısmının da ihmal edilebilecek düzeyde farka sahip oldukları ve karşılaştırmaların $R^2=0.99$ gibi çok yüksek bir belirleme katsayısı verdiği belirlenmiştir. Bu nedenle, bundan sonraki değerlendirmelerde her bir alt ve üst örneğe ait I_{sHS} değerlerinin ortalamasının alınmasının uygun olacağına karar verilmiştir. Alt ve üst yarılanmış örneklerle ait bu ortalama değerler çap farklılığı gözölmeksizin aynı grafik üzerinde karşılaştırılmıştır. Şekil 6'daki dağılımdan ($R^2=0.99$), yarılanmış karotlar kullanılarak yapılan nokta yükü deneylerinde alt veya üst örneklerden herhangi birinin kullanılmasının sonucu etkilemediği anlaşılmaktadır.

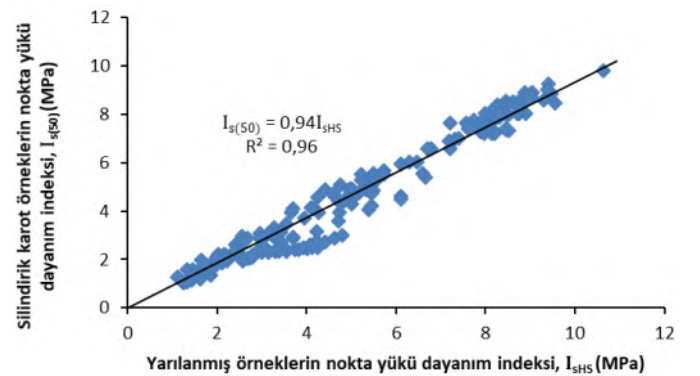


Şekil 6. Alt ve üst örneklerin I_{sHS} değerlerinin örnek yarıçapına bakılmaksızın karşılaştırılması.

Ayrıca her kaya türü için silindirik karotlar üzerinde çapsal deney yapılarak belirlenmiş olan $I_{s(50)}$ değerleri, yarılanmış karotlarda tayin edilen I_{sHS} değerleriyle doğrusal, logaritmik, geometrik ve eksponansiyel olmak üzere 4 farklı fonksiyon kullanılarak karşılaştırılmıştır. Analiz sonuçları (Şahin, 2018); veri dağılımının en iyi doğrusal ilişkiyle temsil edildiğini ve tüm kaya türlerine ait farklı çap ve yarıçaplar için elde edilen doğrusal ilişkilerin birbirine oldukça benzer olduklarını göstermiştir. Bu nedenle, kaya örnekleri için çap ve yarıçap farkı gözölmeksizin, tüm $I_{s(50)}$ ve I_{sHS} değerleri arasında basit regresyon analizleri yapılarak Şekil 7'de verilen ve çok yüksek belirleme katsayısına ($R^2=0.96$) sahip olan

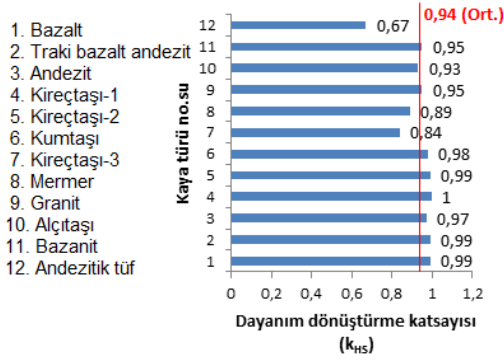
$$I_{s(50)} = 0.94 I_{sHS} \quad (2)$$

ilişkisi ve ortalama dönüştürme katsayısı (k) olarak 0.94 elde edilmiştir.



Şekil 7. I_{sHS} - $I_{s(50)}$ ilişkisi.

Ayrıca incelenen her kaya türü için k katsayıları ayrı ayrı belirlenmiş ve bunlar Şekil 8'de ortalama k değeri (0.94) ile birlikte gösterilmiştir. Buna göre, k genellikle 0.84 ile 0.99 arasında olup, çoğu kaya türü için 0.94'e oldukça yakındır.



Şekil 8. $I_{s(50)}$ 'nin I_{sHS} 'den tahmin edilmesi amacıyla incelenen kaya türleri için dönüştürme katsayıları (k)

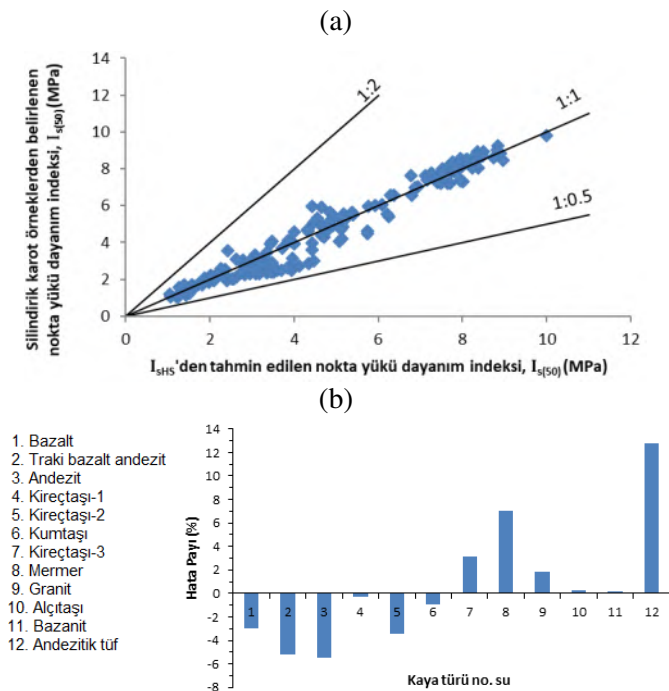
Hem yarılanmış karot örneklerinde Eş. 2'deki ilişki kullanılarak tahmin edilen, hem de laboratuvarda silindirik karot örneklerinde doğrudan nokta yükü deneyiyle tayin edilen $I_{s(50)}$ değerleri karşılaştırıldığında, tahmin edilen ve tayin edilen $I_{s(50)}$ değerleri genellikle 1:1 çizgisi etrafında yoğunlaşmış olup, bazı değerler ise 1:0.5 çizgisine yakındır (Şekil 9a). Ayrıca Eş. 2'deki tahmin ilişkisinin performansının test edilmesi amacıyla aşağıdaki eşitlik kullanılarak “% hata payı” da hesaplanmıştır.

$$\% \text{ Hata Payı} = \left(\frac{X_t - X_\delta}{X_\delta} \right) \times 100 \quad (3)$$

Burada,

x_t : Eşitlik 2'den tahmin edilen $I_{s(50)}$ değeri (MPa)

x_δ : Silindirik karot örneklerinden laboratuvar deneyiyle tayin edilen $I_{s(50)}$ değeri (MPa).



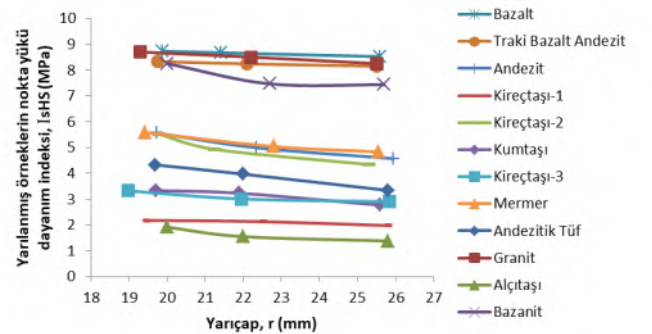
Şekil 9. (a) Eş. 2'den tahmin edilen ve deneysel olarak belirlenen $I_{s(50)}$ değerlerinin karşılaştırılması, (b) kaya türlerine göre tahminlerin hata payı yüzdeleri.

Şekil 9b'den, örneklerin %80'i için $I_{s(50)}$ 'nin I_{sHS} 'den % ± 5 gibi çok düşük, % 33'ünün ise ihmal edilebilecek düzeyde bir hata payıyla tahmin edilebileceği anlaşılmaktadır. En fazla hata payı %12.8 ile andezitik tuf örneğine aittir. Bu kaya türü için $I_{s(50)}$ 'nin tahmininde k katsayısı olarak ortalama değerin (0.94) esas alınmış olması, hata payı yüzdesinin artmasında rol oynamıştır. Ancak andezitik tuf için belirlenen $k=0.67$ değeri kullanıldığında hata payı %2.3'e düşmektedir.

4.2 Yarılanmış örnekler için yarıçap düzeltmesi yapılarak $I_{s(50)}$ 'nin tahmini

Çalışmada, farklı çaptaki yarılanmış örneklerin nokta yükü dayanım indekslerinin (I_{sHS}), farklı çapta olup da 50 mm çapa göre düzeltilmiş silindirik karot örneklerinin nokta yükü dayanım indeksleriyle karşılaştırılması amacıyla, yarılanmış örnekler için de standart bir yarıçap düzeltmesinin uygulanabilirliği araştırılmıştır.

Silindirik karot örnekleri yarılanırken 2 mm kalınlığında bir kesme bıçağı kullanılmış olup, bu işlem örneklerde çapsal anlamda 2 mm'lik bir azalmaya neden olmuştur. Bu nedenle; NX, NQ ve BX çaplı örneklerin yarılanması sonucu sırasıyla 25-26 mm, 22-23 mm ve 19-20 mm yarıçaplı örnekler elde edilmiştir. Standart yarıçapın belirlenmesi amacıyla, nokta yükü deneyi yapılmış olan tüm kaya türleri için yarıçapa bağlı olarak ortalaması hesaplanmış I_{sHS} değerlerinin değişimini gösteren grafik çizilmiştir. Şekil 10'daki bu grafikten; tüm kaya türleri için 20, 21, 22, 23, 24 ve 25 mm yarıçaplar için I_{sHS} değerleri tek tek belirlenmiştir. İlk olarak 20 mm çapındaki örneklerin I_{sHS} değerleri diğer yarıçaplardaki (21, 22, 23, 24 ve 25 mm) örneklerin I_{sHS} değerlerine bölünerek, 20 mm yarıçaplı örnekler için düzeltme katsayıları hesaplanmış ve bu işlem diğer yarıçaplar için de tekrarlanarak tüm yarıçaplar için düzeltme katsayıları belirlenmiştir (Çizelge 2).



Şekil 10. Yarılanmış ötrneklerin nokta yükü dayanım indeksinin örnek yarıçapına bağlı değişimi.

Çizelge 2. Yarılanmış örnekler için yarıçap düzeltme katsayıları.

Y.çap (mm)	Yarıçap Düzeltme Katsayıları (F_{HS})					
	20	21	22	23	24	25
20	1	1.04	1.00	1.10	1.12	1.14
21	0.97	1	1.03	1.06	1.08	1.10
22	0.94	0.97	1	1.02	1.04	1.06
23	0.92	0.95	0.98	1	1.02	1.04
24	0.89	0.93	0.96	0.98	1	1.02
25	0.88	0.91	0.94	0.96	0.98	1

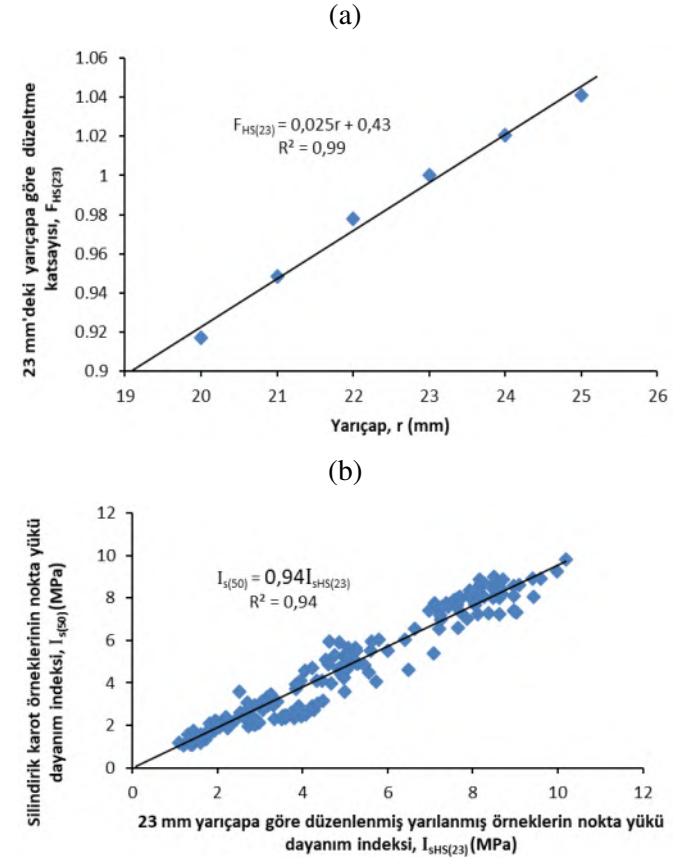
Daha sonra, 20 mm için belirlenen düzeltme katsayıları farklı yarıçaptaki I_{sHS} değerleriyle çarpılarak 20 mm'ye göre düzeltilmiş tahmini $I_{sHS(20)}$ değerleri belirlenmiştir. Bu işlem diğer yarıçaplar için de tek tek yapılmış olup, bu yarıçaplar için tahmini yarıçapa ait nokta yükü dayanım indeksleri ($I_{sHS(21)}$, $I_{sHS(22)}$, $I_{sHS(23)}$, $I_{sHS(24)}$ ve $I_{sHS(25)}$) hesaplanmıştır. Bunlar; farklı yarıçaptaki I_{sHS} değerlerinin belirli bir yarıçapa göre düzeltilmiş tahmini nokta yükü dayanım indekslerini vermektedir. Elde edilen tahmini değerler ($I_{sHS(20)}$, $I_{sHS(21)}$, $I_{sHS(22)}$, $I_{sHS(23)}$, $I_{sHS(24)}$ ve $I_{sHS(25)}$) ile laboratuvar da farklı yarıçaplardaki örneklerden belirlenen I_{sHS} değerleri arasında F-testleri yapılmış ve bu ilişkiler arasında en iyi sonuç veren ilişkinin standart yarıçap olmasına karar verilmiştir. F- testlerinin sonuçlarına (Çizelge 3) göre en düşük standart hata (0,19), $F=437.914$ olan 23 mm yarıçaplı örneklerde elde edilmiştir. F değerine karşılık gelen anlamlılık düzeyi (P), diğer modellerde de olduğu gibi, 0.00 olarak belirlenmiş olup bu değer $\alpha=0.05$ yanılma düzeyinden düşüktür. Dolayısıyla bu sonuçlara göre yarılanmış örnekler için standart yarıçapın 23 mm olmasına karar verilmiştir.

Çizelge 3. Farklı yarıçaplar için elde edilen ve laboratuvar da ölçülen I_{sHS} değerleri arasında yapılan F-testlerinin sonuçları.

Y. Çap	R	R^2	Düzel tilmiş R^2	St. Hata	ANOVA	
					F	P
20	0,995	0,989	0,986	0,22	361,935	0,000
21	0,995	0,990	0,988	0,21	403,297	0,000
22	0,995	0,991	0,988	0,20	425,704	0,000
23	0,995	0,991	0,989	0,19	437,914	0,000
24	0,995	0,990	0,988	0,20	409,917	0,000
25	0,994	0,987	0,984	0,24	308,152	0,000

Düzeltilme katsayılarının standart olarak seçilen 23 mm yarıçapa bağlı değişimini gösteren Şekil 11a'daki grafikten belirlenen eşitlik kullanılarak herhangi bir yarıçap değerinin 23 mm'deki dönüşüm için düzeltme katsayısı

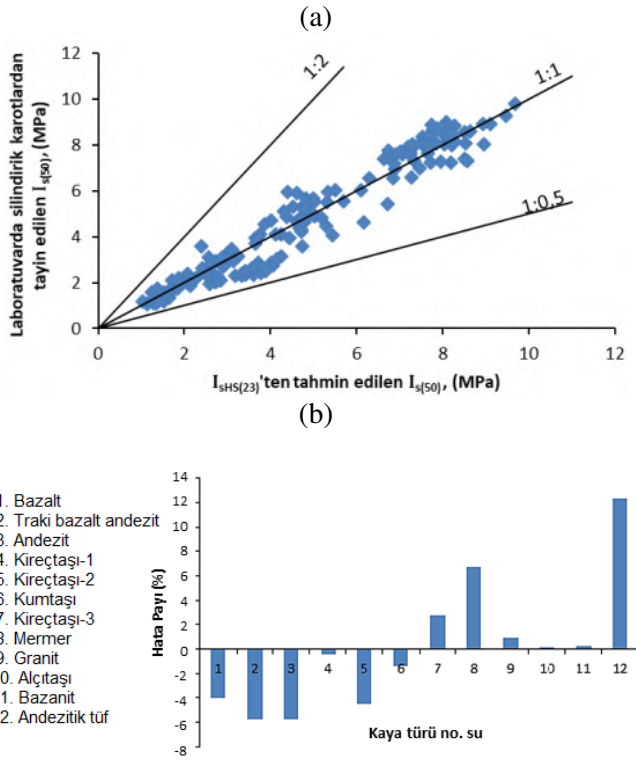
hesaplanmaktadır. Bu katsayı, 23 mm'den farklı yarıçaptaki yarılanmış örneklerin I_{sHS} değerleriyle çarpıldığında, 23 mm yarıçaplı örneğe ait nokta yükü dayanım indeksi ($I_{sHS(23)}$) tahmin edilmektedir. $I_{sHS(23)}$ 'ten $I_{s(50)}$ 'nin tahmin edilmesi amacıyla, Şekil 11a'daki eşitlik kullanılıp farklı yarıçaplar için belirlenen $I_{sHS(23)}$ değerleri ile silindirik karot örneklerinden tayin edilen $I_{s(50)}$ değerleri karşılaştırılarak basit regresyon analizleriyle çizilen grafikteki $I_{s(50)}$ eşitliği (Şekil 11b) elde edilmiştir.



Şekil 11. (a) Düzeltme katsayılarının yarıçapa bağlı değişimi, (b) $I_{s(50)}$ ve $I_{sHS(23)}$ 'ün karşılaştırılması.

Ayrıca yarılanmış örneklerden tahmin edilen ve laboratuvar da silindirik karotlar üzerinde yapılan deneylerden belirlenen $I_{s(50)}$ değerleri arasında yapılan regresyon analizlerinden belirlenen eşitliğin deneysel sonuçları tahmin performansı da test edilmiştir. Şekil 12a'dan tahmin ve tayin edilen $I_{s(50)}$ değerlerinin 1:1 çizgisi etrafında dağılım gösterdiği görülmekte olup, Sadece 1:1 çizgisine bakılarak I_{sHS} değerinin, $I_{s(50)}$ değerlerinin tahmininde $I_{sHS(23)}$ 'ten daha iyi performans sergilediği söylenebilir. Ayrıca Şekil 12b'de verilen yüzde hata histogramına göre, tayin ve tahmin edilen $I_{s(50)}$ değerleri arasında en fazla hata oranı % 12,34 ile andezitik tüf örneğine aittir. Ayrıca örneklerin % 80'inde $I_{s(50)}$ 'nin ± 5 ,

% 33'ünde ise ihmal edilebilecek düzeyde bir hatayla tahmin edilebilmesi mümkün olmuştur. Yüzdece hata payı hesabı I_{sHS} değerleriyle benzer sonuç vermiştir. Elde edilen bu sonuçlar çerçevesinde; I_{sHS} ve $I_{sHS(23)}$ ile ilgili yapılan değerlendirmelerde $I_{s(50)}$ 'nin tahmininde, yüzdece hata payı hesaplamalarında benzer sonuçlar elde edilmiştir. Bu sonuçlar arasında belirgin bir farklılığın görülmemesi nedeniyle, çalışmada değerlendirilen örnek çapları için yarılanmış örneklerden alınan sonuçların yarıçap düzeltmesi yapılmadan da kullanılabileceği sonucuna varılmıştır.

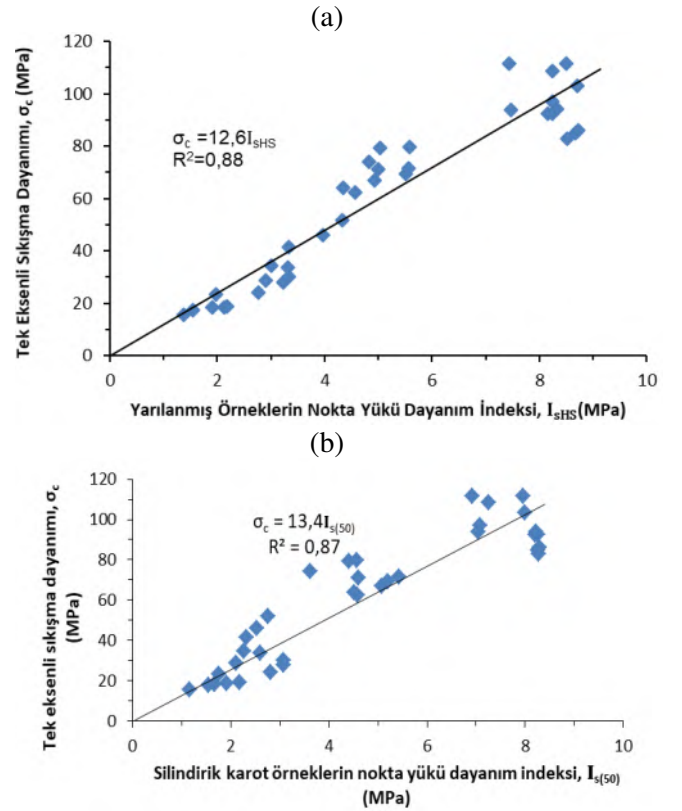


Şekil 12. Şekil 11b'deki eşitlikten tahmin ve laboratuvarda silindirik karotlarda tayin edilen nokta yükü dayanım indekslerinin (a) karşılaştırılması ve (b) yüzde olarak hata payları.

4.3 UCS'nin yarılanmış karotlardan tahmin edilebilirliği

Tek eksenli sıkışma dayanımının (UCS) hem silindirik hem de yarılanmış karotlarda yapılan nokta yükü deneyleriyle tayin edilmiş nokta yükü dayanım indeksi değerlerinden ($I_{s(50)}$ ve I_{sHS}) tahmin edilmesi amacıyla basit regresyon analizleri yapılarak UCS- $I_{s(50)}$ ve UCS- I_{sHS} grafikleri çizilmiş ve bu özellikler arasındaki görgül ilişkiler belirlenmiştir (Şekil 13a-b). Ayrıca Şekil 13a ve b'de verilmiş olan görgül ilişkiler kullanılarak tahmin edilen UCS değerleri laboratuvar deneyleriyle belirlenen UCS değerleriyle

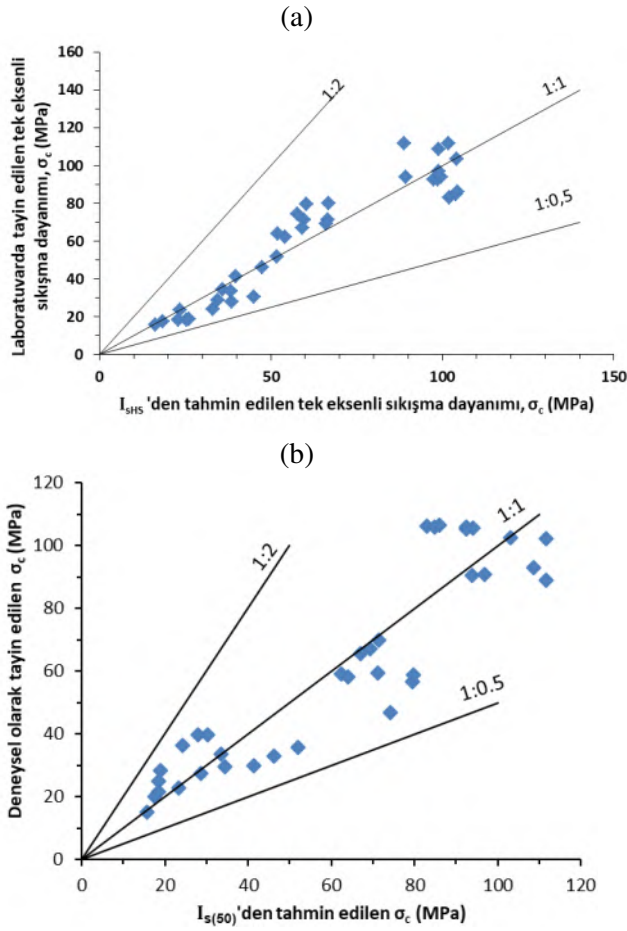
karşılaştırılarak bu eşitliklerin tahmin performansları da sınanmıştır (Şekil 14). Buna göre, tüm veri 1:2 ile 1:0.5 doğruları arasında kalmakta ve çoğunluğu 1:1 doğrusunun etrafında dağılım göstermektedir. Bunların yanı sıra, yarılanmış örneklerden tahmin edilen UCS'lerin, laboratuvarda tayin edilen UCS'lere göre yüzdece hata payları da hesaplanarak Şekil 15'te histogram şeklinde verilmiştir. Bu şekilden; yarılanmış örneklerden belirlenen nokta yükü dayanım indeksi değerlerinin (I_{sHS}) silindirik karot örneklerinden tayin edilen nokta yükü dayanım indeksi ($I_{s(50)}$) değerlerine göre UCS'yi daha düşük bir hata payıyla tahmin edebildiği anlaşılmaktadır.



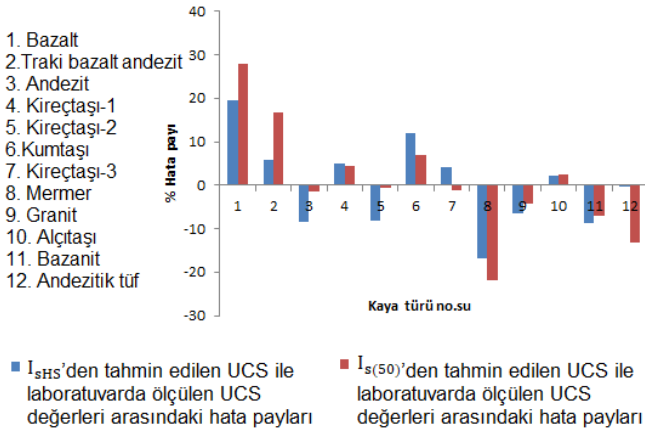
Şekil 13. (a) UCS- I_{sHS} , (b) UCS- $I_{s(50)}$ ilişkileri

4.4 Yarılanmış karotların kullanılabilirliğiyle ilgili diğer hususlar

Bu çalışma; yarılanmış karotların nokta yükü deneyinde kullanılabileceğini ve bu karotlardan tayin edilecek olan nokta yükü dayanım indeksinde (I_{sHS}) Eş. 1 yardımıyla $I_{s(50)}$ 'nin ve Şekil 13a'da verilen eşitlik kullanılarak da UCS'nin tahmin edilebileceğini göstermiştir. Çalışmada karotların yarılanmasında kalınlığı nisbeten ince (2 mm) bir kesme bıçağı kullanılmış, dolayısıyla orijinal silindirik karotların yarıçaplarına göre önemli bir farklılık göstermeyen yarılanmış karotlar elde edilmiştir. Bu nedenle yarılanmış karotlarda yapılan nokta yükleme deneylerinden I_{sHS} 'nin hesaplanması için ortadan kesilen silindirik orijinal



Şekil 14. Şekil 13a ve b’de verilen eşitliklerden tahmin edilen ve deneyle tayin edilen UCS değerlerinin karşılaştırılması.

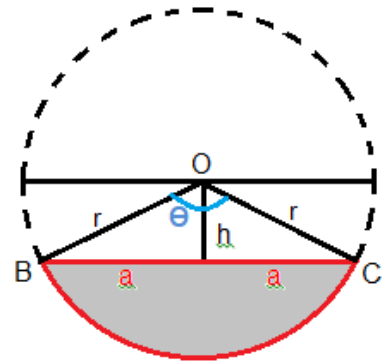


Şekil 15. I_{SHS} ’den ve $I_{S(50)}$ ’den tahmin edilen UCS değerlerinin laboratuvarda tayin edilen UCS’lere göre hata paylarının karşılaştırılması.

karota ait yarıçap değerleri esas alınmıştır. Bununla birlikte, jeokimyasal analizlerde kullanılmak üzere karotların arazide yarılanması için her kurum ve kuruluşun aynı incelikte kesme bıçağı kullanması söz konusu olmayabilir. Ayrıca kesme işlemleri sırasında kullanıcının dikkatsizliği (silindirik karotun yarılama makinesine doğru yerleştirilememesi gibi) durumlarda yarılanmış

örneklerin eşit olarak ikiye bölünememesi, dolayısıyla örneklerin yarıçaplarının orijinal karotun yarıçapına (r) eşit veya çok yakın olmaması durumu ortaya çıkabilir. Bu durum, Şekil 16’daki çizimde içi gri tonla gösterilen yarılanmış karotun elde edilmesine neden olup, bu durumda I_{SHS} ’in Eş. 1’den hesaplanmaması gerekmektedir. Bu durumda ortaya çıkacak olan yarılanmış karot örneğinin ortadan eşit şekilde bölünmüş örneklerle göre düzensiz şekilli bir örnek olması nedeniyle D_e için $D_e^2 = 4A/\pi$ eşitliğinden ve dolayısıyla bu eşitlikte yer alan ve Şekil 16’da içi gri fonla gösterilen alan (A) da aşağıda önerilen eşitlikten hesaplanmalıdır.

$$A = (\pi r^2 / 360) \Theta - ah \quad (4)$$



Şekil 16. Karotların ortadan eşit şekilde kesilememesi durumunda yarılanmış karotların görünümü (r : Silindirik karot örneğinin yarıçapı, O : Silindirik karot örneğinin kesitinin merkezi, h : OBC üçgeninin yüksekliği, a : OBC ikizkenar üçgeninin taban kenarının uzunluğunun yarı)

5 SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Nokta yükü dayanım indeksinin yarılanmış karotlar üzerindeki uygulanabilirliğinin ve bunun mümkün olması halinde UCS’nin yarılanmış karotlara ait nokta yükü dayanım indeksinden tahmin edilmesinin araştırıldığı bu çalışmada elde edilen başlıca sonuçlar aşağıda verilmiştir.

Çalışma sonucunda; yarılanmış karot örnekleri kullanılarak da nokta yükü deneyinin yapılabileceği ve yarılanmış karotlarda tayin edilecek nokta yükü dayanım indeksinin (I_{SHS}) belirli bir katsayı ile çarpılarak klasik nokta yükü deneyinde silindirik karotlar için tayin edilen $I_{S(50)}$ değerlerinin çok düşük bir hata yüzdesiyle tahmin edilebileceği anlaşılmıştır. Ayrıca deney sonuçları kullanılarak yapılan istatistiksel çözümlemelerin sonuçları, yarılanmış örneklerin yarıçap düzeltmesi yapılmadan da değerlendirilmelerde kullanılabileceğini göstermiştir.

Deneysel yoldan tayin edilmiş UCS değerleri ile yarılanmış örneklerde tayin edilen nokta yükü dayanım indeksi (I_{sHS}) değerleri arasında oldukça yüksek bir korelasyon katsayısına sahip olan ve istatistiki olarak anlamlı olduğu F- ve t-testleriyle belirlenen bir ilişkinin bulunduğu ve incelenen kaya türleri için ortak olarak 12.6 gibi bir katsayının I_{sHS} ile çarpılmasıyla UCS'nin tahmin edilebileceği belirlenmiştir. Ayrıca yarılanmış ve ve silindirik karotlarda tayin edilmiş I_{sHS} ve $I_{s(50)}$ değerlerinden görgül ilişkiler kullanılarak tahmin edilen UCS değerlerinin laboratuvarda tayin edilmiş UCS değerlerine göre hata payı yüzdeleri karşılaştırıldığında, I_{sHS} 'den tahmin edilen UCS'lerin laboratuvarda doğrudan deneylerle tayin edilmiş UCS'lere çok daha yakın oldukları da saptanmıştır.

Bu çalışmada karotları ikiye ayırmada kullanılan kesme bıçağından daha kalın (>2 mm) bıçakların kullanılması durumunda veya hatalı karot yarılama işlemleri nedeniyle yarılanmış karot parçalarının yarıçapları silindirik örneğine göre daha küçük olacak ve I_{sHS} 'nin hesaplanmasında bu yarıçapın kullanılması yerine, yarılanmış örneğin kesit alanı hesaplanıp buradan eşdeğer yarıçapın (D_e) belirlenmesi ve bu değer kullanılarak I_{sHS} 'nin bulunması önerilir. Çok kalın bir kesme bıçağı kullanılarak yapılacak bir karot yarılama işlemi sonrasında elde edilecek yarılanmış örneklerin kalınlıklarının çok azalması durumunda ise, bu çalışmada önerilen I_{sHS} hesaplama yönteminin hangi ölçüde geçerli olabileceği konusunun ayrıca araştırılması gerekmektedir.

Diğer bir alternatif olarak yarılanmış karotların da kullanılmasının mevcut nokta yükü dayanım indeksi deneyinin kapsamına dahil edilebilmesi için, benzer çalışmaların farklı laboratuvarlarda, farklı kaya türleri üzerinde ve farklı araştırmacılar tarafından yapılarak sonuçların birlikte değerlendirilmesinin yararlı olacağı önerilir.

KAYNAKLAR

- Broch, E. and Franklin, J. A., 1972. The point load strength test. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 9, 669-697.
- ISRM, 1985. Suggested method for determining point load strength. . *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, *Geomechanics Abstracts*, 22 (2), 51-60.
- ISRM, 2007. The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974-2006, Ulusay R. and Hudson J.A.(eds.), Kozan Ofset, Ankara.
- Reichmuth, D. R., 1963. Correlation of force – displacement data with physical properties of rock for percussive drilling systems, in *rock mechanics*, *Proceedings of the*

- 5th Symposium on Rock Mechanics, C. Fairhurst (Ed.), Pergamon Press, New York, pp. 33-61.
- Şahin, M., 2018 Nokta yükleme dayanım indeksinin yarılanmış karot örneklerinden belirlenebilirliğinin araştırılması. Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Ankara.

Experimental validation of anisotropic rock mechanical properties estimation using micro-mechanical approach

Nesrine Gabssi & Sofiene Ezzeiri

Université de Tunis El Manar –LR14ES03-Ingénierie Géotechnique. Tunis. Tunisia

Ali Karrech

School of Civil, Environmental and Mining Engineering, The University of Western Australia, 35 Stirling Hwy, Crawley WA 6009, Australia

Essaieb Hamdi

Université de Tunis El Manar –LR14ES03-Ingénierie Géotechnique. Tunis. Tunisia

Zoubeir Lafhaj

Ecole Centrale de Lille. Cité Scientifique. Villeneuve d'Ascq. 59651 Cedex France

ABSTRACT: The present paper deals with the estimation of the overall effective mechanical properties using a micro-macro mechanical approach. The homogenization procedure proposed in this paper is validated through a thorough experimental work. The upscaling of mechanical properties takes into account the anisotropy of porous composite materials. We first propose a complete mathematical formulation to calculate the effective global properties. Secondly we carry out an experimental program to characterize the rock samples and estimate their overall properties. For that purpose, a mineralogical characterization by the X-ray Diffraction (XRD), porosimetry, and ultrasonic testing, are conducted. Moreover, several samples cored from different places with different geological contexts are used. Finally, an extensive comparison between the experimental and analytical approach results is conducted. The main results are presented and analyzed to confirm the agreement between the experimental and theoretical findings.

1. INTRODUCTION

Rocks are heterogeneous materials since they contain particles with different sizes (structural particles, crystals and amorphous particles) and fractures/fracture orientations (pre-existing or induced by stresses). These constituents play an active and important role in rock mechanics and engineering. From a theoretical point of view, rocks are distinguished from other materials by their weaknesses, structures and fractures that make them discontinuous. Understanding the complexity of microstructures and its impact on the overall behavior may help researchers achieve a better design for efficient rock fragmentation.

The heterogeneity of rocks requires the use of scale dependent description of their mechanical properties. In fact, to estimate the global properties of rocks, it is often preferable to examine the behavior of local entities and scale up using homogenization techniques using one of the classical estimation methods like the approximation of Mori Tanaka, which takes into account the interactions between heterogeneities. This technique is useful for rocks with low porosities.

As mentioned before, rocks are composed of solid matrix and heterogeneities as pores and cracks. It is noteworthy that each rock sample is characterized by

a damage parameter, which describes the initial state of damage into the rock.

In addition, the dependence of the initial damage into rocks on the aspect ratio of cracks and on the matrix elastic properties as the bulk and shear moduli has been discussed extensively by (Dormieux, Kondo and Ulm 2006, Gabssi et al. 2018, Karrech et al. 2014).

In several cases, when it is needed to detect the damaged zones, cracks and defects in rocks and to derive a mechanical characterization of materials, it is preferable to use non destructive testing, in order to evaluate the properties of a rock material without causing a supplementary damage. For instance, infrared thermography, optical methods and acoustic techniques (ultrasonic inspection, impact echo and acoustic emission).

In this context, a lot of improvements have been brought to the ultrasonic inspections which is the most used in this case (Hamdi, Romdhane, and Cléac 2011; Kahraman 2007; Martinez-Martinez et al. 2006; Martínez-martínez, Benavente and García 2007; Yagiz 2011).

The ultrasonic pulse velocity has been suggested as a useful method for a good estimation of the dynamic elastic rock properties: Young's modulus and Poisson's ratio, the physical properties of the material such as total porosity, density and cracking

state and strength properties: Uniaxial compressive strength (Lafhaj et al. 2006, 2007; Martínez-martínez, Benavente and García 2007). This aim has been accomplished by means of empirical correlations between the ultrasonic pulse velocity and the properties.

The objective of this paper is to quantify the initial damage into limestone rock samples by calibrating the experimental measurements and analytical calculation using Mori-Tanaka's approximation. In this context, the first section will be dedicated to expressing the homogenized initially damaged mechanical properties. Then, the experimental campaign will be presented by describing, at first, the sites where samples were extracted and the experimental procedures allowing to derive the mechanical properties. Finally, a third section is devoted to the calibration of the initial damage parameter and the aspect ratio of cracks.

2. ANISOTROPIC ROCK EFFECTIVE PROPERTIES DETERMINATION

2.1 Micro-macro scale description

An elastic linear homogeneous material at the initial state has stress and strain fields that equal zero at any point if no external load is applied. The constitutive laws that relate stress and strain fields are given by considering the micro-scale stress and strain tensors σ and ε as well as the stiffness $\mathbb{S}$ (or the compliance $\mathbb{C} = \mathbb{S}^{-1}$):

$$\begin{cases} \sigma(z) = \mathbb{S} : \varepsilon(z) \\ \varepsilon(z) = \mathbb{C} : \sigma(z) \end{cases} \quad (1)$$

Therefore, to relate micro-scale quantities to macro-scale ones, one can proceed by solving a problem formulated of either homogeneous strain or homogeneous stress on the boundaries δV of the RVE. The homogeneous boundary strain condition is obtained by applying a uniform far field strain to the RVE. It involves a strain boundary condition $u(z) = \mathbf{E} \cdot \mathbf{z}$ where $u(z)$ is the micro-scale displacement field and $\mathbf{E}$ is the strain field at macro-scale scale. Regarding the problem of homogeneous stress, the surface traction prescribed on the boundaries is given by $T(z) = \mathbf{\Sigma} \cdot \mathbf{n}$ where $\mathbf{n}$ is an outward normal unit vector and $\mathbf{\Sigma}$ is the stress field at the macro-scale scale. Using Gauss' theorem. It can be seen that:

$$\begin{cases} \bar{\varepsilon} = \frac{1}{|V|} \int_V \varepsilon(z) dV = \mathbf{E} \\ \bar{\sigma} = \frac{1}{|V|} \int_V \sigma(z) dV = \mathbf{\Sigma} \end{cases} \quad (2)$$

These expressions show that the homogeneous macro-scale strain $\mathbf{E}$ (respectively stress $\mathbf{\Sigma}$) applied on the boundaries of the RVE is equal to the space average of local the deformation $\bar{\varepsilon}$ (respectively stress $\bar{\sigma}$). At this state, for an elastic linear material, the localization problems over the RVE is:

$$\begin{cases} \sigma(z) = \mathbb{S} : \varepsilon(z) & (V) \\ \text{div} \sigma(z) = 0 & (V) \\ u(z) = \mathbf{E} \cdot \mathbf{z} & (\delta V) \end{cases} \quad (3a)$$

$$\begin{cases} \sigma(z) = \mathbb{S} : \varepsilon(z) & (V) \\ \text{div} \sigma(z) = 0 & (V) \\ \sigma \cdot \mathbf{n}(z) = \mathbf{\Sigma} \cdot \mathbf{n}(z) & (\delta V) \end{cases} \quad (3b)$$

Each of these two problems has a unique solution. The micro-scale strain ε (respectively the micro-scale stress σ) is linearly dependent of the global strain tensor $\mathbf{E}$ (respectively the global stress tensor $\mathbf{\Sigma}$) via a fourth order localization (or concentration) tensor $\mathbb{A}(z)$ (respectively $\mathbb{B}(z)$).

$$\varepsilon = \mathbb{A}(z) : \mathbf{E} \quad ; \quad \sigma = \mathbb{B}(z) : \mathbf{\Sigma} \quad (4)$$

The Hill's lemma is introduced to confirm that the macro-scale work is equal to and the space average of micro-scale work: $\bar{\mathbf{\Sigma}} : \bar{\varepsilon} = \overline{\varepsilon : \sigma}$. Thus,

$$\begin{cases} \mathbf{\Sigma} = \bar{\sigma} = \overline{\mathbb{S} : \varepsilon} = \overline{\mathbb{S} : \mathbb{A} : \mathbf{E}} = \mathbb{S}_{hom} : \mathbf{E} \\ \mathbb{S}_{hom} = \overline{\mathbb{S} : \mathbb{A}} \end{cases} \quad (5a)$$

$$\begin{cases} \mathbf{E} = \bar{\varepsilon} = \overline{\mathbb{C} : \sigma} = \overline{\mathbb{C} : \mathbb{B} : \mathbf{\Sigma}} = \mathbb{C}_{hom} : \mathbf{\Sigma} \\ \mathbb{C}_{hom} = \overline{\mathbb{C} : \mathbb{B}} \end{cases} \quad (5b)$$

Where $\mathbb{S}_{hom}$ and $\mathbb{C}_{hom}$ are the effective stiffness and compliance tensors.

2.2 Effective damaged elastic properties using Mori-Tanaka approximation

The first contributions that introduce the theory of homogenization are based on the analytical or semi-analytical studies at the micro-scale level allowing to define a macro-scale behavior through effective

quantities (Eshelby 1957; Hashin and Shtrikman 1962a, 1962b; Hill 1965; Mori and Tanaka 1973). Among the classical estimation methods of effective mechanical properties, the dilute scheme which is restricted to an infinitesimal porosity in which case the mechanical interaction between pores can be neglected. In contrast, the Mori–Tanaka estimate is based on a generalized Eshelby problem where the pore is surrounded by the solid phases. Accordingly, this scheme is expected to result in global properties (Benveniste 1987; Bornert, Bretheau, and Gilormini 2001; Mori and Tanaka 1973). It was confirmed that the results of Mori–Tanaka are satisfactory to be relevant for a morphology of the microstructure where the pores can be regarded as inclusions embedded in a solid matrix. This method takes into account interactions between heterogeneities to estimate effective for a concentration of inclusions up to 20 % (Bornert, Bretheau, and Gilormini 2001) which was validated through a comparative study between analytical and numerical results (Gabssi, Karrech, and Hamdi 2017).

In addition, since rocks are heterogeneous and include pores and cracks in their micro-structures, d_0 is a coefficient, which characterizes the initial damage state of rocks. This parameter was calibrated numerically for a limestone sample compared to experimental results of (Souissi, Hamdi, and Sellami 2015) to result an limestone initial damage parameter of 0.334 (Gabssi et al. 2018). The damage coefficient evolves during the rock fragmentation, for instance, during a drilling process.

For compositematerials where the pore space V_i is considered divided into different domains V_i^k with volume fraction $\varphi_0 = \sum_k \varphi_0^k$, the effective elastic tensor $\mathbb{S}_{MT}^*$ is given by:

$$\mathbb{S}_{MT}^{hom} = (1 - \varphi_0) \mathbb{S}_s : \left((1 - \varphi_0) \mathbb{I} + \sum_i \varphi_0^k (\mathbb{I} - \mathbb{S}^k)^{-1} \right)^{-1} \quad (6)$$

where $\mathbb{S}^k$ is The Eshelby's tensor relative to the ellipsoid I^k , $\mathbb{I}$ is the fourth order identity tensor and $\mathbb{S}_s$ is the stiffness tensor of the solid phase.

In the case of randomly oriented open cracks, the aspect ratio of each crack tends to zero. φ tends to zero as well resulting the following expression of homogenized stiffness tensor:

$$\mathbb{S}_{MT}^{hom} = \frac{3k^s}{1 + d_\varepsilon Q_a} \mathbb{J} + \frac{2\mu^s}{1 + d_\varepsilon Q_b} \mathbb{K} \quad (7)$$

Where Q_a and Q_b are function of solid matrix Poisson's ratio. k^s and μ^s are the matrix bulk and shear moduli.

$$Q_a = \frac{16}{9} \frac{1 - \nu^{s^2}}{1 - 2\nu^s}; \quad Q_b = \frac{32}{45} \frac{(1 - \nu^s)(5 - \nu^s)}{2 - \nu^s} \quad (8)$$

Therefore, the homogenized initially damaged moduli are:

$$k^{hom} = \frac{k^s}{1 + d_0 Q_a}; \quad \mu^{hom} = \frac{\mu^s}{1 + d_0 Q_b} \quad (9)$$

Where d_0 is the damage characterizing the initial state of rock.

As mentioned by (Dormieux, Kondo, and Ulm 2006), the crack evolution is characterized by the damage parameter d_ε and the crack volume fraction φ_c as follows:

$$\varphi_c = \frac{4}{3} \pi d_\varepsilon \chi \quad (10)$$

3. STUDIED MATERIALS

3.1 Sites presentation

In the framework of Oil and Gas exploitation, one is led to drill holes with some kilometers deep within hard rocks. In Tunisia, target oil reservoir rocks are especially limestone formations. Therefore, five different types of limestone rocks were investigated having different geological ages.

The sampling locations were selected to be as diversified as possible as shown in figure 2. The first rock from the lower Cretaceous, denoted TR1, was extracted from C.I.O.K. which is a quarry in Kef, in the North-West of Tunisia.

The second rock dating from the lower Jurassic, denoted TR2, was sampled from C.J.O in Djebel Ouest in the North-East of Tunisia.

A third and four rocks from the upper Cretaceous denoted respectively TR3 and TR4, were from a quarry in Enfidha, the Centre-East of Tunisia. Finally, an Upper Cretaceous rock, TR5 was extracted from Sotacib Kairouan in the Centre-West of Tunisia.

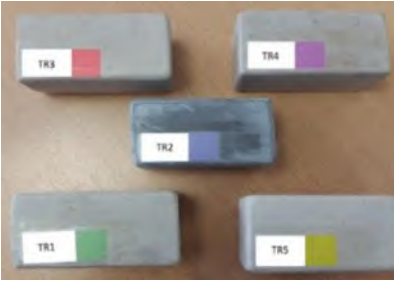


Figure 1 : Visual aspect of the five rocks



Figure 2: Location of the four quarries in Tunisia



Figure 4: Experimental setup of vacuum water saturation



Figure 4: Setup for hydrostatic weighing

Then, samples were dried in an oven at 60°C for 6 days noting masses at several times per day to assess the loss of mass during drying until its variation does not exceed 0.01% and it reaches a constant weight W_{dried} .

Therefore, the total porosity can be calculated as follows:

$$p(\%) = \frac{W_{sat} - W_{dried}}{W_{sat} - W_{hyd}} \times 100 \quad (11)$$

4.2 Mineralogical and petrographic characterization

4.2.1 Petrographic Characterization

By considering the heterogeneity of rock samples, the total porosity can be the sum of two different porosities: the crack porosity n_{cr} the pore porosity n_p (Tourenq, Fourmaintraux, and Denis 1971).

$$p = n_{cr} + n_p \quad (17)$$

Continuity index CI relates the two types of porosity through the following equation

$$CI = 100 - A \times n_p - B \times n_{cr} \quad (18)$$

Where A and B are two constants determined by (Tourenq, Fourmaintraux, and Denis 1971). For the case of a limestone rock, $A = 1.6$ and $B = 22$.

Using Equations (17) and (18), the expressions of crack and pore porosities can be derived:

$$n_{cr}(\%) = -\frac{CI - 100 + A \times p}{B - A} \quad (12)$$

3.2 Visual aspect of samples

Figure.1 illustrates the visual aspect of the five studied rocks. TR1 presents a light beige color and a smooth surface since it was polished before experimental testing. TR2 is the darkest sample. It has a dark grey color. Enfidha's samples have light beige colors and the lighter beige one is the TR5 from Sotacib.

4. EXPERIMENTAL COMPAIGN

4.1 Porosity measurements

Water vacuum saturation technique was used for measuring total porosity. It is a fast and easy method and provides a good estimation of porosity of rock materials. This technique consists in placing samples in a desiccator containing demineralized water for 5 days and the masses were measured twice per day or more until stabilization ($\Delta m < 0.05\%$ initial for two measures separated with 12 hours) to obtain W_{sat} the sample's weight after saturation by water and W_{hyd} . The weight was obtained by hydrostatic weighing (mass in air) as shown in figure 3 and figure 4.

$$n_p(\%) = \frac{CI - 100 + B \times p}{B - A}$$

In addition, the continuity index is a function of the theoretical P-wave velocities of each mineral constituent of the rock sample V_i , their content percentage M_i (i = Calcite, Quartz or Periclase) and the P wave velocity of the rock sample.

$$CI(\%) = \frac{V_p}{\sum_i V_i M_i} \quad (13)$$

Theoretical P-wave velocity of the minerals composing limestone rock samples are 6.660 km.s⁻¹

¹for Calcite, 6.050 km.s⁻¹ for Quartz and 9.119 km.s⁻¹ for Periclase.

4.2.2 X-Ray diffraction

In order to identify the mineralogical composition of the five limestone samples, an X-Ray diffraction procedure was used on limestone powder of C.I.O.K.C.J.O. Enfidha and Sotacib samples. Results of the X-ray diffraction on limestone powder of TR1 are presented in Figure 5. It is noteworthy that the five different limestones are very pure and constituted of more than 95% of Calcite (CaCO₃) and a small

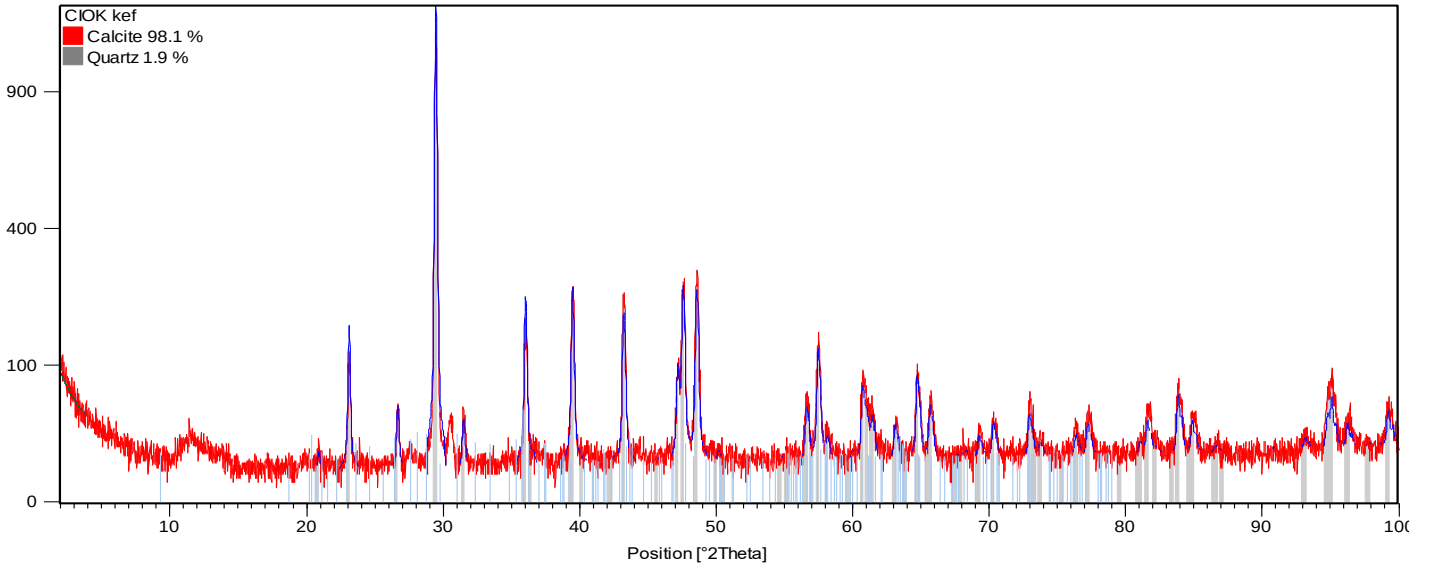


Figure 5: Mineralogical composition of investigated rock TR1 by X-Ray Diffraction

percentage of Quartz (SiO₂). However, some impurity of periclase (MgO) (between 0.7 and 0.1%) took place in all samples except C.I.O.K rocks.

4.3 Ultrasonic inspection

In a homogeneous medium, velocity of ultrasonic waves propagation depends on material elastic properties (Young Modulus, Poisson's ratio and density) and in case of rock materials, these parameters depend also on porosity and degree of saturation. Many researchers proposed correlations between ultrasonic wave velocity and rock properties (Martinez-Martinez et al. 2006; Soroush et al. 2011).

$$E = \rho V_p^2 \frac{(1 - \nu)(1 + \nu)}{(1 - \nu)} \quad (14)$$

$$\nu = \frac{1 \left(\frac{V_p}{V_s} \right)^2 - 2}{2 \left(\frac{V_p}{V_s} \right)^2 - 1} \quad (15)$$

$$K = \rho \left(V_p^2 - \frac{4}{3} V_s^2 \right) \quad (16)$$

$$\mu = \rho V_s^2 \quad (17)$$

For an isotropic medium, knowing V_p and V_s , one will be able to determine the elastic coefficients. In the case of anisotropic materials, these expressions describe the elastic coefficients for the measurement's direction (Martinez-Martinez et al. 2006).

For each sample, an ultrasonic test was performed on the natural state initially, after drying and finally after its vacuum saturation with water (3

measurements for each case of state and each sample). Therefore, 45 ultrasonic tests were conducted on all samples. Signal processing techniques were used in order to compute longitudinal and transversal waves velocity with which the wave propagates into material. The experimental apparatus of ultrasonic auscultation with volume transmission method consists of a generator of electric pulses, transducers (emitter and receiver), an oscilloscope, computer and a MATLAB file used to calculate the P-wave velocity.

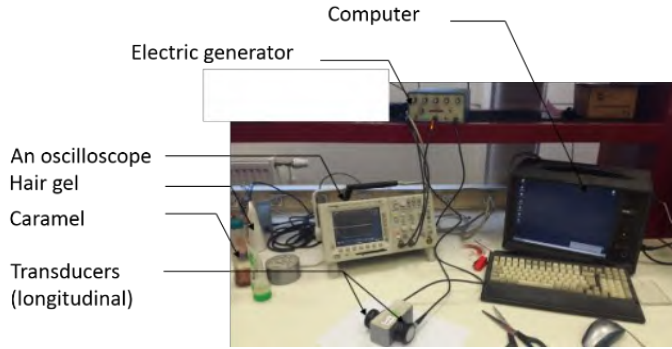


Figure 6: The experimental setup of ultrasonic test

It is compulsory to maintain an excellent contact between transducers and the sample through a “coupling” which is the water for longitudinal wave and caramel for transversal wave. One can also use Vaseline as a coupling or liquid soap paste made of kaolin and glycerol, silicone grease, etc ...

An ultrasonic wave was sent through the sample by emitter transducer, the wave crosses material and it is received by the receiver transducer. The wave velocities are shown in Figure 6.

5. RESULTS AND DISCUSSION

5.1 Experimental results

Following the procedure of ultrasonic inspection previously described in the second section, ultrasonic wave velocities were determined for each limestone sample. Figure 7 presents the results of P- and S-wave velocities for all samples at their 3 states: dried, natural and vacuum saturated states. Thus, theoretical velocities V_0 allows the determination of the continuity index in order to derive the porosity of pores and porosity of cracks whose sum is the total porosity. These results are given in table 1.

Table 1: Petrographic properties of limestone samples

	Units	TR1	TR2	TR3	TR4	TR5
p	-	4.24	0.34	5.04	8.32	8.73
V_p	km/s	4.676	5.486	4.871	4.630	4.683
M_{Calcite}	%	98.1	99	95.2	96	96.5
M_{Quartz}	%	1.9	0.4	4	3.9	3.2
M_{Periclae}	%	0	0.6	0.8	0.1	0.3
V_0		6.647	6.668	6.648	6.636	6.644
CI	%	70.34	82.28	73.28	69.78	70.48
n_p	%	3.12	-0.51	4.13	7.49	7.97
n_{cr}	%	1.12	0.84	0.91	0.83	0.76

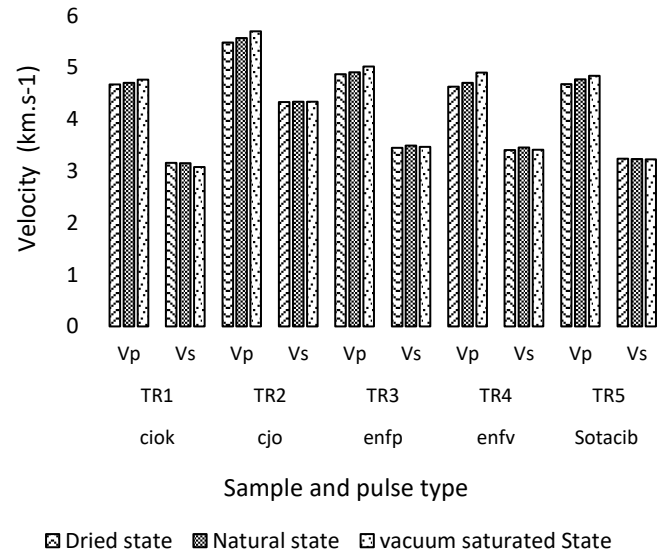


Figure 7: Graph presenting different values of longitudinal and transversal waves

As known, velocities of shear waves for a water saturated material is slightly lower than the natural state, since these types of waves doesn't propagate in liquids, therefore, water addition doesn't change anything. However, for longitudinal waves, $V_{p(eau)}=1480$ m/s and $V_{p(air)}=330$ m/s, the velocities are higher in saturated rock than the natural state (or dried state).

As mentioned by (Marc n.d.), for porosity values less than 0.01 %, total porosity is assumed equal to the pore porosity which is confirmed through the case of the second sample of limestone rock TR2, where mathematical calculations lead to a negative value of n_p and a porosity of cracks greater than the total porosity which is incorrect. Therefore, for TR2, $p = n_p$ and heterogeneities are assumed to be only pores.

In addition, from P and S-wave velocities, empirical formulations, Eq(14) and Eq(15), allow the calculation of global Young modulus E_{exp} (table 2).

Table 2 : Ultrasonic and porosity results of the five dried samples

	Units	TR1	TR2	TR3	TR4	TR5
p	%	4.24	0.34	5.04	8.32	8.73
V_p	km.s ⁻¹	4.676	5.486	4.871	4.630	4.682
V_s	km.s ⁻¹	3.161	4.335	3.452	3.407	3.237
ρ	10 ³ kg/m ³	2.569	2.720	2.580	2.504	2.475
E_{exp}	GPa	55.41	68.36	61.24	52.88	54.08

5.2 Analytical approach validation

This section deals with the determination of the damage parameter, consequently the cracks aspect ratios, of the five rock samples TR1-TR5, by calibrate the experimental results of ultrasonic tests to the analytical results. In this context, velocity of primary ultrasonic waves of calcite was considered since the matrix of the limestone samples are mostly composed of calcite $V_p = 6.660$ km.s⁻¹ Therefore. Young modulus of solid matrix is given by:

$$E_s = \rho V_p^2 \frac{(1 + \nu_s)(1 - 2\nu_s)}{(1 - \nu_s)} \quad (18)$$

Where ν_s is the Poisson's ratio of the matrix (calcite) ($\nu_s = 0.28$ and ρ is the samples' density determined experimentally. The bulk and shear moduli of matrix k_s and μ_s were derived from the calcite Young modulus. Finally, the formulation of Mori-Tanaka homogenized mechanical properties previously presented was used to conclude the values of effective Young moduli of samples (Table 3).

Table 3: Results of analytical formulation for five samples

	Units	TR1	TR2	TR3	TR4	TR5
p	(%)	4.24	0.34	5.04	8.32	8.73
χ	-	0.0619	0.0078	0.0646	0.1767	0.1319
d_0	-	0.163	0.102	0.186	0.112	0.158
E_s	GPa	89.14	94.39	89.55	86.88	85.90
k_s	GPa	67.53	71.51	67.84	65.82	65.07
μ_s	GPa	34.82	36.87	34.98	33.94	33.55
Q_a	-			3.72		
Q_b	-			1.41		
k^{hom}	GPa	41.98	51.79	40.07	46.40	40.97
μ^{hom}	GPa	21.65	26.70	20.66	23.92	21.13
E_{analy}^{hom}	GPa	55.41	68.36	52.89	61.25	54.08

For instance, consider the first sample TR1, sampled from a Tunisian quarry in the North-West having a total porosity of 4.24% determined by vacuum saturation method. Experimental results of ultrasonic inspection using primary and shear wave velocities leads to obtain the dynamic Young modulus E_{exp} equal to 55.41 GPa. In addition, using empirical formulations, total porosity is decomposed to crack porosity of 1.12% and pore porosity of 3.12%. On the other hand, analytical approach using the Mori-Tanaka approximation and function of the initial damage of rock samples was applied in order to calibrate results to experiments. Therefore, fixing the effective Young modulus calculated analytically E_{analy}^{hom} to E_{exp} leads to derive the values of d_0 which varies from sample to another. For this case (TR1), the initial damage parameter is found 0.163. From this parameter, the aspect ratio of heterogeneities is extracted $\chi = 0.0619$.

6. CONCLUSIONS

This paper deals with the calibration of the results of an analytical formulation, which takes into account the initial damage of limestone samples through a damage parameter d_0 to experimental results of ultrasonic inspection. From the two procedures, the global Young modulus was derived and fixed aiming to extract the value of the aspect ratio of the heterogeneities.

REFERENCES

- Benveniste, Y. 1987. "A New Approach To The Application Of Mori-Tanaka's Theory In Composite Materials." *Mechanics of Materials* 6: 147–57.
- Bornert, Michel, Thierry Bretheau, and Pierre Gilormini. 2001. *Hermes science Homogénéisation En Mécanique Des Matériaux 1: Matériaux Aléatoires Elastiques Et Milieux Périodiques*. Hermes science Publications.
- Dormieux, Luc, Djimedo Kondo, and Frank-Josef Ulm. 2006. *Microporomechanics*. John Wiley.
- Eshelby, J.D. 1957. "The Determination Of the Elastic Field An Ellipsoid Inclusion And Related Problems." : 376–96.
- Gabssi, Nesrine, Ali Karrech, and Essaieb Hamdi. 2017. "Symposium of the International Society for Rock Mechanics A Micromechanical Approach for Anisotropic Rock Mass Thermo-Mechanical Properties Estimation." *Procedia Engineering* 191: 369–77. <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2017.05.193>.
- Gabssi, Nesrine, Salma Souissi, Essaieb Hamdi, and Ali Karrech. 2018. "Micro-Mechanical Damage Model for Geomaterials Behavior under Indentation." In *Proceedings of First International Conference on Advances in Rock Mechanics*. Tunisia.
- Hamdi, E. N B Romdhane, and J M Le Cléac. 2011. "Computers and Geotechnics A Tensile Damage Model for Rocks : Application

- to Blast Induced Damage Assessment.” *Computers and Geotechnics* 38(2): 133–41.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.compgeo.2010.10.009>.
- Hashin, Z., and S. Shtrikman. 1962a. “A Variational Approach To The Theory Of The Elastic Behaviour Of Polycrystals.” *J. Mech. Phys. Solids* 10: 343–52.
- Hashin, Z., and S. Shtrikman. 1962b. “On Some Variational Principles In Anisotropic And Nonhomogeneous Elasticity.” *J. Mech. Phys. Solids* 10(42): 335–42.
- Hill, R. 1965. “Self-Consistent Mechanics Of Composite Materials.” *J. Mech. Phys. Solids* 13: 213–22.
- Kahraman, S. 2007. “The Correlations between the Saturated and Dry P-Wave Velocity of Rocks.” *Ultrasonics* 46: 341–48.
- Karrech, A., C. Schrank, R. Freij-Ayoub, and K. Regenauer-Lieb. 2014. “A Multi-Scaling Approach to Predict Hydraulic Damage of Poromaterials.” *International Journal of Mechanical Sciences* 78: 1–7.
<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740313002798>
 (May 10, 2014).
- Lafhaj, Zoubair, Marc Goueygou, Assia Djerbi, and Mariusz Kaczmarek. 2006. “Correlation between Porosity . Permeability and Ultrasonic Parameters of Mortar with Variable Water / Cement Ratio and Water Content.” *Cement and Concret Research* 36: 625–33.
- Lafhaj, Zoubair, Guillaume Richard, Mariusz Kaczmarek, and Frederic Skoczylas. 2007. “Experimental Determination of Intrinsic Permeability of Limestone and Concrete : Comparison between in Situ and Laboratory Results.” 42: 3042–50.
- Marc, Panet. *La Mécanique Des Roches Appliquée Aux Ouvrages Du Génie Civil*.
- Martinez-Martinez, J. D Benavente, M A García D E L Cura, and J C Cañaveras. 2006. “Application of Ultrasonics to Brecciated Dolostones for Assessing Their Mechanical Properties.” In *IAEG2006*, 1–11.
- Martínez-martínez, J. D Benavente, and M A García. 2007. “Petrographic Quantification of Brecciated Rocks by Image Analysis . Application to the Interpretation of Elastic Wave Velocities.” *Engineering Geology* 90: 41–54.
- Mori, T., and K. Tanaka. 1973. “Average Stress In Matrix And Average Elastic Energy Of Materials With Misfitting Inclusions.” *Acta Metallurgica* 21(5): 571–74.
- Soroush, Hamed, Hani Qutob, Weatherford Oil, and Tool Me. 2011. “Evaluation of Rock Properties Using Ultrasonic Pulse Technique and Correlating Static to Dynamic Elastic Constants.” In *The 2nd South Asian Geoscience Conference and Exhibition. GEOIndia2011*, Noida, New Delhi, India. 12–14.
- Souissi, Salma, Essaieb Hamdi, and Hedi Sellami. 2015. “Microstructure Effect on Hard Rock Damage and Fracture During Indentation Process.” *Geotechnical and Geological Engineering* 33(6): 1539–50.
["http://dx.doi.org/10.1007/s10706-015-9920-6"](http://dx.doi.org/10.1007/s10706-015-9920-6).
- Tourenq, C., D. Fourmaintraux, and A. Denis. 1971. “Propagation Des Ondes et Discontinuités Des Roches.” In *Symp. Int. Society of Rock Mechanics*, Nancy, France.
- Yagiz, Saffet. 2011. “P -Wave Velocity Test for Assessment of Geotechnical Properties of Some Rock Materials.” *Bull. Mater. Sci.* 34(4): 947–53.

Kars-Kağızman kaya tuzunun tek eksenli basınç altında gerilme-birim deformasyon-elektriksel direnç davranışı

Stress-strain-electrical resistance behavior of Kars-Kağızman rock salt under uniaxial compressive

İ. Özkan, M. Mesutoğlu

Selçuk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Konya

Z. Kızıldaş

Bayçel Grup, Bakü-Tiflis-Kars Demiryolu Şantiyesi, Arpaçay/Kars

ÖZET: Kaya malzemesinin Elastisite Modülü (E) ve Poisson oranını (ν) belirlemek amacıyla yatay ve düşey birim deformasyona (ϵ_y , ϵ_d) karşı tek eksenli gerilme (σ) davranışı oldukça yoğun kullanılmaktadır. Bu çalışmada, tek eksenli gerilme (σ) altında kaya tuzunun $\epsilon_d - \sigma$ davranışı ile $\epsilon_d -$ elektriksel direnç (R , Ω) davranışı birlikte incelenmiştir. Deneysel çalışmanın ilk aşamasında silindirik örnekler için tek eksenli basma dayanımı (UCS) üzerinde boyut etkisi araştırılmıştır. Bunun için çap (D) değerleri 42, 54 ve 93 mm için boy (H) çap (D) oranları (H/D) 0.5, 1, 1.5, 2, 2.7 olan 45 adet örnek hazırlanmış ve deneye tabii tutulmuştur. UCS üzerinde boyut etkisinin görülmediği $H/D \geq 2$ koşulunda 30 adet karot (D=42, 54 ve 93 mm) örneği hazırlanmıştır. Deneyler, 2000 kN kapasiteli hidrolik preste ve 0.5-1 MPa/sn yükleme hızında gerçekleştirilmiştir. Deneylerde 1000 kN kapasiteli load cell, 0.001 mm hassasiyetli 3 adet LVDT ve 1 adet ohm-metre kullanılmıştır. Grafiksel değerlendirmelerden artan gerilme (σ) değerleri ile elektriksel direnç (R) değerlerinin azaldığı ancak $\epsilon_d - \sigma$ eğrisinin doğrusal davranış gösteren ikinci bölümünde oluşan mikro çatlaklar nedeni ile R (Ω) değerlerinin sistematik olarak artmaya başladığı ve yenilme noktasına kadar artışın devam ettiği tespit edilmiştir.

ABSTRACT: In order to determine the Elastic Modulus (E) and Poisson's ratio (ν) of the rock material, uniaxial stress (σ) behavior against horizontal and vertical unit deformation (ϵ_y , ϵ_d) is used intensively. In this study, $\epsilon_d - \sigma$ behavior and $\epsilon_d -$ electrical resistance (R, Ω) behavior of rock salt under uniaxial stress (σ) are investigated together. In the first stage of the experimental work, the dimension effect on the uniaxial compressive strength (UCS) for the cylindrical specimens was investigated. For this, 45 specimens with diameter (D) values of 42, 54 and 93 mm were prepared and tested. They were prepared in height (H) diameter (D) ratios (H / D) of 0.5, 1, 1.5, 2, 2.7. In addition, 30 cores (D = 42, 54 and 93 mm) were prepared under the condition of $H / D \geq 2$ where no dimensional effect was observed on UCS. The tests were carried out at a 2000 kN capacity hydraulic press and a loading speed of 0.5-1 MPa / sec. In the experiments, 1000 kN capacity load cell, 3 LVDT with sensitivity of 0.001 mm and 1 ohm-meter were used. It has been determined that the R (Ω) values were decreased with increasing stress (σ) values and but the R (Ω) values were increased due to the micro cracks occurring in the second part of the linear behavior of the $\epsilon_d - \sigma$ curve.

1 GİRİŞ

1.1 Tek eksenli basma dayanımı üzerinde ölçek etkisi

Kaya mühendislik tasarım çalışmalarında kaya kütlesinin dayanım değerini belirlemek zor, pahalı ve zaman alıcıdır. Bundan dolayı tasarımcılar, kaya kütle dayanım değerlerini belirlemek için sağlam kaya malzemelerinin dayanımlarına dayalı görgül yaklaşımları tercih ederler. Tek eksenli basma

dayanımı (UCS) deneyi, kaya mühendislik çalışmalarında sağlam kaya malzemelerinin mekanik özelliklerini belirlemek amacıyla yaygın olarak kullanılan bir deneydir. ISRM (2007) tarafından yapılan öneride boy (H) / çap (D) oranlarının 2.5-3 arasında olması istenmektedir. Benzer şekilde bu oran ASTM (1986) tarafından 2-2.5 olması önerilmektedir. Aynı zamanda kaya örneğinin çapı (D) ile dokusunu oluşturan ortalama tane çapı (d) arasındaki oranın $(D/d) \geq 10$ olması önerilmektedir. Verilen koşullarda silindirik örnekler

için ölçek etkisi bulunmamaktadır. Bununla birlikte, UCS laboratuvar deneylerinde en çok kullanılan örnek çapının NX (D=54mm) olduğu dikkate alınırsa kristal yapısına sahip kaya tuzu için örnek çapının (D) 54 mm seçilmesi durumunda ölçek etkisinin araştırılması zorunlu olmaktadır.

UCS üzerindeki ölçek etkisinin önemini belirten ve üzerinde çalışan bir çok araştırmacı bulunmaktadır (Hoek ve Brown, 1980; Bieniawski, 1984; Hawkins, 1998; Thuro vd., 2001). Literatürde ölçek etkisi, geometrik şekil ve boyut etkisi olarak sınıflandırılmaktadır. Kaya örneğinin silindirik ve prizmatik olması şekil etkisi, örneğin büyüklüğü ise boyut etkisi olarak tanımlanmaktadır. Hawkins (1998), silindirik örneklerin UCS dayanımlarının prizmatik olanlara nazaran daha düşük olduğunu ifade etmektedir.

Kaya tuzu üzerinde yapılacak UCS deneylerinde öncelikle ölçek etkisi belirleme çalışmaları yapılmaktadır. Ölçek etkisinin etkin olmayacağı boyutta hazırlanan örnekler üzerinde yapılan UCS deney sonuçları, en doğru dayanım değerini verecektir. Kaya tuzu yeraltı madenciliğinde yaygın olarak kullanılan oda-topuk yöntemindeki topukların boyutlandırılmasında, çözelti madenciliğinde tavan tabaka kontrolünde ve doğal gaz depolanmasında oluşturulan boşlukların tasarımında doğru UCS deney sonuçlarına ihtiyaç duyulacaktır. Kaya tuzunun dayanımını etkileyen diğer parametreler ise gözeneklilik, nem içeriği, mineral içeriği, ortalama kristal çapı, ortam sıcaklığı ve iklim koşulu olarak sıralanabilir. Jeremic (1994), kaya tuzunun farklı mineral içeriği ve farklı türlerine bağlı olarak farklı UCS dayanım değerleri sergileyebildiklerini belirtmektedir. Kaya tuzu örneklerinin dayanım değerlerinin farklılık göstermesinin bir nedeninin farklı kil ve anhidrit içeriği olduğu Liang vd. (2007) tarafından beyan edilmiştir. Lux (1984), kristal büyüklüğünün (d) kaya tuzu dayanımı üzerinde önemli bir etkisinin olduğunu belirtmiştir. UCS üzerindeki ölçek etkisini araştıran araştırmacılar ve görgül önerileri Çizelge 1'de verilmiştir.

1.2 Kaya malzemelerinde elektriksel iletkenlik davranışı

Elektriksel geçirgenlik malzemelerin elektron veya iyonlarının serbestlik derecesine bağlıdır. Metalik malzemeler, serbest orbital elektronlarından dolayı iletkenler. Diğer taraftan kayalar, elektron geçişine çok yüksek direnç gösterdikleri için yalıtkan malzemesi gibi davrandıkları

bilinmektedir. Eğer bir kaya malzemesine elektrik verilirse, elektrik akımı kolayca geçemez. Su içermeyen ya da kurutulmuş kaya malzemelerinde elektriksel geçirgenlik, 25-50 kV gibi çok yüksek gerilimlerde sağlanabilmektedir. Ancak su içeren kaya malzemelerinde elektriksel potansiyel farklılıkları, normal voltajlarda (110-220V) bile oluşabilmektedir. Kaya malzeme özellikleri ve su içeriği farklılıklarına bağlı olarak elektriksel direnç davranışları farklılıklar gösterebilir. Su, iyonların serbest hareketine olanak sağlayan önemli bir parametredir. Kayadaki su konsantrasyonundaki farklılıklar, kaya malzemesinde düzensiz serbest iyon dağılımına neden olmaktadır. Bu nedenle, aynı kaya kütlesinin farklı bölümleri elektriksel iletkenlikte farklılıklar gösterebilir. Sonuç olarak elektrik direnci, test edilen malzemenin türüne bağlı önemli bir malzeme özelliğidir.

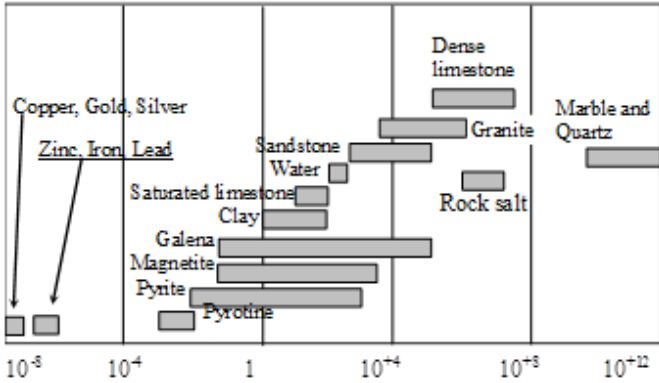
Kaya malzemesinin su içeriği sırasıyla; gözeneklilik, geçirgenlik, mineralojik ve yapısal özellikler gibi malzeme özelliklerine bağlıdır. Özellikle süreksizlikler kaya kütlesinde su geçiş yolları gibi davranırlar ve ana kaya bloklarından daha fazla su içerirler. Bu durum süreksizliklerin içinde ve etrafında daha fazla serbest iyon olduğu anlamına gelir, bu nedenle bu bölümlerdeki elektriksel direnç değerlerinin düşük olması beklenir. Açıklamaları verilen bu genel yapıya bağlı olarak elektriksel iletkenlik ölçüm yöntemi günümüzde sırasıyla; maden arama, boşluk lokalizasyonu, su taşıyan formasyonların araştırılması ve diğer birçok mühendislik uygulamasında kullanılmaktadır. Elektrik akımının geçişine izin veren bir malzemede direnç (ohm), elektrik akımı akış hızı (amper) ile malzeme uçları arasındaki elektrik potansiyel farklarının (volt) birbirine bölünmesiyle hesaplanabilir. Çeşitli kaya malzemelerin elektriksel direnç davranışları Şekil 1'de verilmiştir.

Model olarak seçilen silindir kaya örneklerinin doğal elektriksel iletkenlikleri, Gökay ve Özkan (2000, 2001) tarafından incelenmiştir. Bu deneylerden elde edilen sonuçlar, kaya malzemelerindeki süreksizliklerin ve su içeriğinin elektriksel direnç değerlerinde farklılıklara neden olduğunu göstermiştir.

Laboratuvar koşullarında tek eksenli basma dayanımı altında kaya malzemelerinin gerilme-birim deformasyon (ϵ) - elektriksel direnç (R , Ω) davranışları belirlemek amacıyla ilk çalışmalar Chen ve Lin (2004) tarafından yapılmıştır. Tek eksenli gerilme altında benzer çalışmalar Özkan ve Bilim (2007) tarafından yapılmıştır. Ayrıca üç eksenli gerilme altında gerilme (σ) - düşey birim deformasyon (ϵ_d) - elektriksel direnç (R , Ω)

Çizelge 1. UCS üzerinde ölçek etkisini açıklayan görgül eşitlikler.

Araştırmacı	Önerilen görgül eşitlik	Özel koşul
ASTM, 1986	$K=[UCS(D/H) \neq 0.5] / [UCS(D/H)=0.5] = 0.88 + 0.24(D/H)$	Çeşitli kayalar için
Anonymous, 2004	$K=[UCS(D/H) \neq 0.5] / [UCS(D/H)=0.5] = 0.65 + 0.70(D/H)$	$0 < D/H \leq 0.5$ kaya tuzu için
Anonymous, 2004	$K=[UCS(D/H) \neq 0.5] / [UCS(D/H)=0.5] = (2D/H)^{0.5}$	$D/H \geq 0.5$ kaya tuzu için
Zhigalkin vd., 2005	$K=[UCS(D/H) \neq 0.5] / [UCS(D/H)=0.5] = 0.775 + 0.45(D/H)$	kırmızı sylvinite için
Zhigalkin vd., 2005	$K=[UCS(D/H) \neq 0.5] / [UCS(D/H)=0.5] = 0.52 + 0.96(D/H)$	karnallite için
Hoek ve Brown, 1980	$K=[UCS(D \neq 0.5)] / [UCS(D=0.5)] = (50/D)^{0.18}$	kristal, sağlam kayalar için
Özkan vd., 2009	$K=1+[(C_2/(H/D))^{C_3}/C_1 = 1+[(5/(H/D))^{-1.75}]/25]$ (karot örnekler)	Nevşehir kaya tuzu için
Özkan vd., 2009	$K=1+[(C_2/(H/D))^{C_3}/C_1 = 1+[(6.5/(H/W))^{-1.89}]/23]$ (prizma örn)	Nevşehir kaya tuzu için



Şekil 1. Belirli kaya malzemelerinin elektriksel direnç değerleri (Ωm) (Ergin, 1973).

davranışları seçilen üç ayrı model kaya örneği üzerinde belirlenmeye çalışılmıştır (Mesutoğlu ve Özkan, 2014). Ulaşılan genel sonuçlardan kaya malzemesinin yenilme dayanımına (σ_c) ulaşıldığında malzeme üzerindeki elektriksel direnç (R , Ω) değerlerinin en dip noktaya ulaştığı daha sonra ise malzeme parçalanma sürecinde iken gerilme (σ) değerleri hızla azalırken elektriksel direnç (R) değerlerinin de hızla yükseldiği tespit edilmiştir.

Bu çalışmada, Kars-Kağızman kaya tuzu malzemesi model olarak seçilmiştir. Yukarıda iki alt başlıkta verilen kaynak araştırma özeti dikkate alınarak, öncelikle ölçek etkisi çalışılmış daha sonra tek eksenli düşey gerilme altında gerilme (σ) - düşey birim deformasyon (ϵ) - elektriksel direnç (R , Ω) davranışı belirlenmeye çalışılmıştır. İki temel aşamadan oluşan bu çalışma, ölçek etkisini belirlemek amacıyla 45, σ - ϵ - R davranışını belirlemek amacıyla hazırlanan 30 adet örnek üzerinde gerçekleştirilmiştir.

2 KARS KAĞIZMAN MADEN İŞLETMESİ

Tersiyer dönemi kalın doğal tuz çökelmelerinden oluşan ülkemizin ana kaya tuz yatakları sırasıyla; Çankırı, Nevşehir, Yozgat, Erzurum, Çukurova, Kars-Kağızman bölgelerinde konumlanmıştır. Tabakalı yataklanma sergileyen Kars-Kağızman bölgesinde kaya tuzu topografyadan yaklaşık 150 m derinde, 230 m kalınlığında ve 200 milyon ton

rezerve sahiptir. Bölgede mevcut olan yeraltı maden işletmesinde, oda-topuk madencilik yöntemi uygulanmaktadır. Topuk boyutları ($H \times W_1 \times W_2$) 10m x 10m x 10m olup H / W oranı 1'dir. Kaya tuzu yaklaşık % 92-95 oranında NaCl, % 2-3 oranında alçıtaşı ve % 3-5 oranında diğer yabancı maddeler içermektedir. Kaya tuzunun yoğunluğu 2.07 g / cm³ ve ortalama kristal tane boyutu (d) yaklaşık 7 mm'dir.

3 ÖLÇEK ETKİSİ İÇİN GERÇEKLEŞTİRİLEN DENEYSEL ÇALIŞMALAR

3.1 Örneklerin hazırlanması

Kars-Kağızman maden ocağından yaklaşık 30 adet kaya tuz bloğu Selçuk Üniversitesi-Maden Mühendisliği Bölüm Laboratuvarı'na nakil edilmiştir. Ölçek etkisinin belirlenmesine yönelik olarak iki farklı geometri (prizma ve silindir) dikkate alınmış ancak tek eksenli gerilme altında σ - ϵ - R davranışına ait deneysel çalışmalar sadece silindir örnekler üzerinde yapılmıştır.

İki temel aşamadan oluşan bu çalışmanın ilk aşaması için 45 adet silindir karot örneği hazırlanmıştır. Laboratuvarında karot makinası yardımıyla karot almada suyun yarattığı erime sorunu mazot kullanılarak aşılmıştır. Hazırlanan karot örneklerinde üç farklı çap (D) değeri kullanılmıştır. Bu çap değerleri sırasıyla 42 mm, 54 mm ve 93 mm'dir. Bu çalışmada bu çap değerleri D42, D54 ve D93 olarak tanımlanmıştır. Her bir çap (D) değeri için farklı boylar (H) dikkate alınmıştır. Farklı H/D oranlarında hazırlanan karot örnekleri, Çizelge 2 ve Şekil 2'de sunulmuştur.

Çizelge 2. Farklı çaplarda hazırlanan örnek boyut ve adetleri.

H/D	D42 H (mm) / #	D54 H (mm) / #	D93 H (mm) / #
0.5	21 / 3	27 / 3	46.5 / 3
1.0	42 / 3	54 / 3	93 / 3
1.5	63 / 3	81 / 3	139.5 / 3
2.0	84 / 3	108 / 3	186 / 3
2.7	113.4 / 3	145.8 / 3	251.1 / 3



Şekil 2. Ölçek etkisini belirlemek amacıyla H/D=2 koşulunda hazırlanan tipik D93 örnekleri.

3.2 Deneysel çalışmalar ve değerlendirilmesi

Çizelge 2’de belirtilen örnekler, ISRM (2007) tarafından yapılan öneriler doğrultusunda 2000 kN kapasiteli hidrolik preste, 1000 kN kapasiteli load cell kontrolünde ve 0.5-1 MPa/sn yükleme hızında tek eksenli basma dayanımı (UCS) deneylerine tabi tutulmuştur. Deneylerden elde edilen sonuçlar Çizelge 3’de sunulmuştur.

Deney sonuçlarını yansıtan bir grafiksel sunum Şekil 3’de verilmiştir. Grafik üzerinde yapılan değerlendirmeye göre, H/D oranının küçük olması durumunda örneklerin tek eksenli basma dayanımlarının yüksek olduğu görülmektedir. Bu koşullarda örneklerin daha çok ezilmeye maruz kaldıkları ifade edilebilir. Ancak $H/D \geq 2$ durumunda yenilme dayanımlarının boyut etkisinden kurtulduğu dayanım değerlerinin genel olarak sabitlendiği görülmektedir. Bir başka ifade ile ölçek etkisinin kalmadığı anlaşılmaktadır.

Şekil 3’de sunulan grafik üzerinde, laboratuvarından elde edilen veriler ve onları ifade eden matematiksel model yardımıyla belirlenen eğriler görülmektedir. Eşitlik 1’de ulaşılan matematiksel model verilmiştir. Eşitliklerin türetilmesinde SPSS istatistiksel program kullanılmıştır. Modelde verilen C_1 , C_2 ve C_3 istatistiksel katsayıdır. Ölçek etkisini dikkate alarak gerçek UCS değerlerini verebilen eşitlikler aşağıda sunulmuştur. Çap (D) değerlerinin 42 mm, 54 mm ve 93 mm olması durumu için istatistiksel başarı oranları (R^2) sırasıyla 0.73, 0.94 ve 0.90 oluğu belirlenmiştir.

$$UCS = C_1 + C_2 (H/D)^{C_3} \quad (1)$$

$$UCS = 15 + 0.024 (H/D)^{-9.304} \quad (D=42\text{mm}) \quad (2)$$

$$UCS = 15 + 6.993 (H/D)^{-1.597} \quad (D=54\text{mm}) \quad (3)$$

$$UCS = 15 + 10.158 (H/D)^{-1.095} \quad (D=93\text{mm}) \quad (4)$$

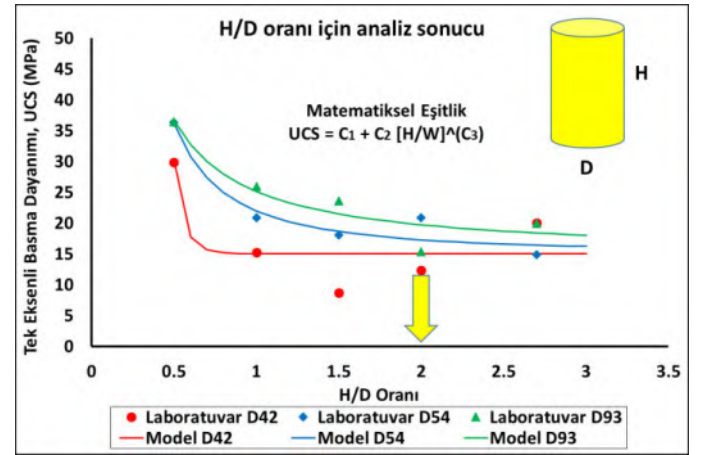
Eşitlik 1’de verilen C_1 aslında ölçek etkisinden bağımsız UCS değeri olarak düşünülebilir. Çünkü eşitliğin devamında verilen $[C_2 (H/D)^{C_3}]$ ifadesi,

H/D oranının 2’den büyük olması durumunda daima sıfıra yaklaşacaktır. Bu sonuç, Kars-Kağızman kaya tuzu için ölçek etkisinden arındırılmış tek eksenli basma dayanımının (UCS) alt sınırının 15 MPa olduğunu göstermektedir.

Araştırmacılar $H/D < 2$ durumu için UCS deneyleri yapmak zorunda kaldıkları zaman, model eşitliğin (Eş. 1) ikinci kısmındaki $[C_2 (H/D)^{C_3}]$ ifade, ölçek etkisini ifade edecektir. Burada Eş. 2, 3 ve 4’ün sadece belirtilen çap (D) değerleri için geçerli olduğu dikkatten kaçırılmamalıdır.

Çizelge 3. Farklı çap değerleri ve H/D oranlarında hazırlanan örneklerin UCS deney sonuçları.

H/D	D42 UCS (MPa)	D54 UCS (MPa)	D93 UCS (MPa)
0.5	29.92 ± 2.02	36.33 ± 1.43	36.44 ± 9.22
1.0	15.26 ± 2.93	20.88 ± 2.24	25.91 ± 4.75
1.5	8.67 ± 0.00	18.12 ± 4.51	23.59 ± 2.99
2.0	12.4 ± 3.17	20.85 ± 5.26	15.4 ± 2.79
2.7	20.03 ± 4.53	14.87 ± 4.63	19.91 ± 1.84



Şekil 3. Farklı H/D oranları ile UCS dayanımları arasında belirlenen istatistiksel ilişki.

4 DÜŞEY GERİLME ALTINDA σ - ϵ -R DAVRANIŞININ BELİRLENMESİ

4.1 Örneklerin hazırlanması

Bölüm 3’de değinilen boyut etkisi analiz sonuçları dikkate alınarak $H/D \geq 2$ koşulunu sağlayan örnekler üzerinde düşey gerilme altında gerilme (σ) - düşey birim deformasyon (ϵ_d) - elektriksel direnç (R , Ω) davranış belirleme deneylerinin yapılmasına karar verilmiştir. Sonuç olarak bu tip deneyler için Kars-Kağızman maden ocağından nakil edilen kaya tuz bloklarından 30 adet silindir karot örneği hazırlanmıştır (Şekil 4, Çizelge 4). Laboratuvar koşullarında karot alma çalışmalarında yine suyun yarattığı erime sorununu aşmak için su yerine mazot kullanılmıştır.



Şekil 4. D93 için hazırlanan tipik örnekler.

Çizelge 4. σ - ϵ -R davranışını belirlemek için hazırlanan örnek boyutları.

Örnek No	H/D	H (mm) D (mm) D42	H (mm) D (mm) D54	H (mm) D (mm) D93
KYT-1	≥ 2.0	88.55 41.23	113.58 50.40	192.47 93.57
KYT-2	≥ 2.0	90.30 41.26	113.50 53.64	192.83 93.80
KYT-3	≥ 2.0	88.86 41.83	119.26 53.64	193.41 93.87
KYT-4	≥ 2.0	89.32 41.21	119.16 53.44	195.47 93.88
KYT-5	≥ 2.0	88.37 41.73	116.87 53.23	192.62 93.84
KYT-6	≥ 2.0	87.91 42.89	118.14 53.19	193.65 93.66
KYT-7	≥ 2.0	89.57 41.70	117.94 53.15	198.87 94.37
KYT-8	≥ 2.0	88.54 41.24	115.71 53.16	193.74 93.98
KYT-9	≥ 2.0	90.31 41.31	119.93 53.18	196.83 93.67
KYT-10	≥ 2.0	89.25 41.36	119.37 53.40	195.65 93.93

4.2 Deneysel çalışmalar ve değerlendirilmesi

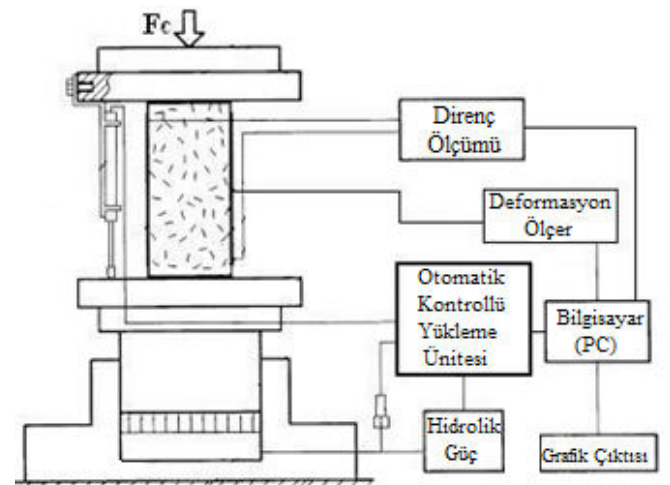
Düşey gerilme altında gerilme (σ) - düşey birim deformasyon (ϵ_d) - elektriksel direnç (R) davranış belirleme deneyleri için hazırlanan deney düzeneğinin şematik görünümü Şekil 5’de verilmiştir. Bu deneylerde kaya tuzu örneklerindeki elektriksel iletkenliğe karşı malzemede var olan elektriksel direnç değerleri ölçülmeye çalışılmıştır. Doğal koşullarda kaya malzemelerindeki çok düşük elektriksel iletkenlik yeteneği, doğal olarak elektriksel direnç değerlerinin de büyük olmasına sebebiyet vermektedir. Bunun için doğal elektriksel geçirgenliği sağlamak amacıyla öncelikle kaya tuzu örnekleri suda yaklaşık 10 dakika bekletilmiştir. Örneklerde nem kaybını engellemek amacıyla numune streç film ile kaplanmıştır. Daha sonra örneklerin simetrik üst ve alt yüzeyine 1 mm kalınlığında ve örnek çapı büyüklüğünde bakır levhalar yerleştirilmiştir. Bakır levhalar arasında kalan numune direnç teli gibi düşünülmüştür.

Hidrolik presin alt ve üst çelik kafalarından elektriksel geçirgenliği engellemek amacıyla kaya tuzu örneğinin alt ve üst kısmına yerleştirilen bakır levhalar ile hidrolik presin alt ve üst çelik kafaları arasında 1 mm kalınlığında Schoeller teknik resim kâğıdı konmuştur (Şekil 6).

Hazırlanan örnekler, 2000 kN’lık hidrolik pres altında 0.5-1 MPa/sn yükleme hızı ile yüklemeye maruz bırakılmıştır. Bu deney esnasında artan düşey gerilmeye bağlı oluşan düşey birim deformasyonlar 0.001 mm hassasiyetli LVDT’ler, düşey yükler 1000 kN kapasiteli load cell ile ve elektriksel direnç değişimleri ise otomatik veri kayıt edebilen ohm-metre ile izlenmiştir. Veriler 1 sn aralıklar ile 8 kanallı veri aktarma ünitesi yardımıyla bilgisayar ortamına aktarılmıştır (Şekil 5). Elde edilen ölçüm sonuçlara ait tipik sonuçlar sırasıyla Şekil 7, 8 ve 9’de sunulmuştur.

Bu çalışmada örnek model olarak seçilen kaya tuzuna ait deformasyon davranışı (ϵ - σ) ile elektriksel davranışı (ϵ -R) aynı grafik üzerinde verilmiştir. Ölçek etkisinden arındırılmış farklı çaplara ait kaya tuzu örnekleri üzerinde yapılan deneysel çalışmalardan birim deformasyon davranışlarının (ϵ - σ) genel olarak kaya malzemeleri için beklenen sonuçlarla uyumludur.

Kaya tuzu örneği üzerinde artan gerilme değerleri ile önce gözeneklerin ve doğal mikro çatlakların kapandığı (Aşama-1), daha sonra kaya tuzu kristallerinin birbirlerine iyice yaklaştığı doğrusal davranışın ilk bölümünün sergilendiği Aşama-2’nin gerçekleştiği ifade edilebilir. Takibinde ise kaya tuzu kristallerinin birbiri üzerinde hasar yaratarak mikro çatlakların oluşumuna neden olduğu doğrusal davranışın ikinci bölümünün yaşandığı (Aşama-3) ve netice olarak yenilme noktası eşiği (Aşama-4) geçilerek kaya tuzu malzemesinin parçalandığı Aşama-5’in olduğu görülmektedir (Şekil 7, 8 ve 9).



Şekil 5. Dinamik yük altında σ - ϵ -R davranışını belirleme deney düzeneği.



Şekil 6. D93 örneği için tipik bir σ - ϵ -R davranışını belirleme deneyi ve deney sonrası kırılmış örnek.

Bu deneysel çalışmada incelenmeye çalışılan elektriksel direnç davranışının (ϵ -R), ϵ - σ davranışlarında gözlenen aşamalar (Aşama-1, 2, 3, 4 ve 5) ile uyumlu davranış sergilediği tipik örnek olarak verilen Şekil 7, 8 ve 9'den görülmektedir. Aşama-1 ve 2 sürecinde elektriksel direnç (R) değerlerinin azaldığı görülmektedir. Burada iyice sıkışan kaya malzemesinden dolayı elektriksel direncin (R) azaldığı bir başka ifade ile elektriksel iletkenliğin arttığı söylenebilir. Aşama-3 ile başlayan süreçte (Aşama-3, 4 ve 5) gerilmeye bağlı oluşan mikro çatlaklar ve takibinde artan çatlak sistemi neticesinde malzemedeki tuz kristallerinin birbirleri ile dokunsal iletişimi kesildiği için elektriksel iletkenlik azalmakta diğer bir ifade ile elektriksel direnç değerleri artmaya başlamaktadır.

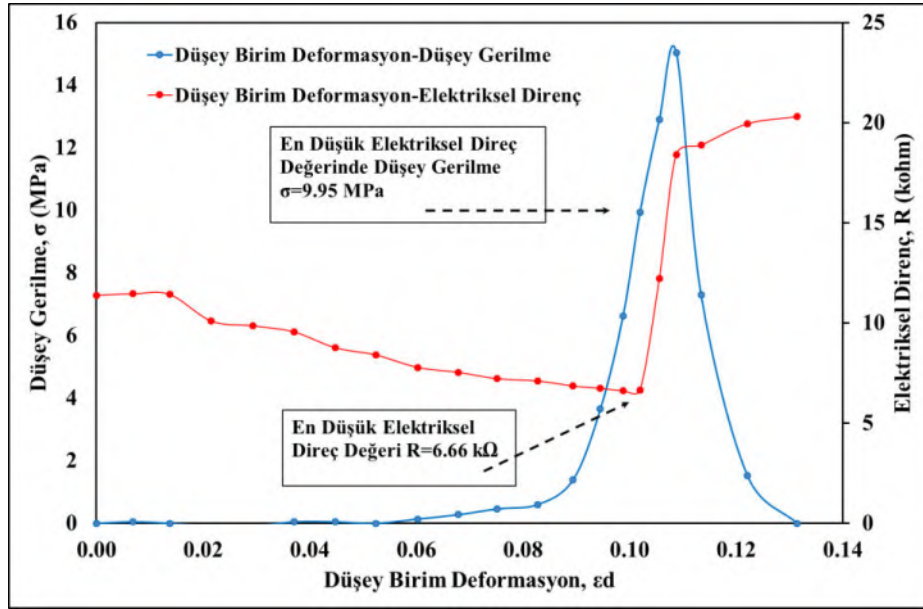
Sonuç olarak, kaya tuzu malzemesinde ilk önce gözeneklerin, doğal mikro çatlakların kapanması ve hemen sonrasında başlayan doğrusal karakterdeki ϵ - σ eğrisinin ilk bölümünde, elektriksel direnç değerlerinin (R) azalma eğilimi gösterdiği anlaşılmaktadır. Bunun yanında, doğrusal ϵ - σ davranışının ikinci kısmında (yenilme noktasına doğru) elektriksel direnç değerlerinin (R) hızla arttığı görülmektedir. Elektriksel direnç (R) değerlerindeki ani artışa, malzemedeki mikro çatlakların başlamasının neden olduğu söylenebilir.

Deneylere tabi tutulan örneklerin veri tabanında kayıt edilen zaman (t, sn) parametresi dikkate alınarak ayrıca Şekil 10, 11 ve 12'de sunulan grafikler hazırlanmıştır. Bu grafiklerde görüldüğü üzere, zaman ekseninde ulaşılan en düşük elektriksel direnç (R) değerinde kaya tuzu malzemesine etki eden düşey gerilme değerleri (σ) belirlenmiş ve bu değerler aynı zamanda Şekil 7, 8 ve 9'da da işaretlenmiştir. Tipik 3 örnek için verilen en düşük elektriksel direnç (R) değerleri ve buna karşılık gelen gerilme (σ), düşey birim deformasyon (ϵ_d) değerleri incelendiğinde kaya malzemesindeki mikro çatlakların oluşmaya başladığı düşünülen Aşama-3'ün başlangıcını ifade

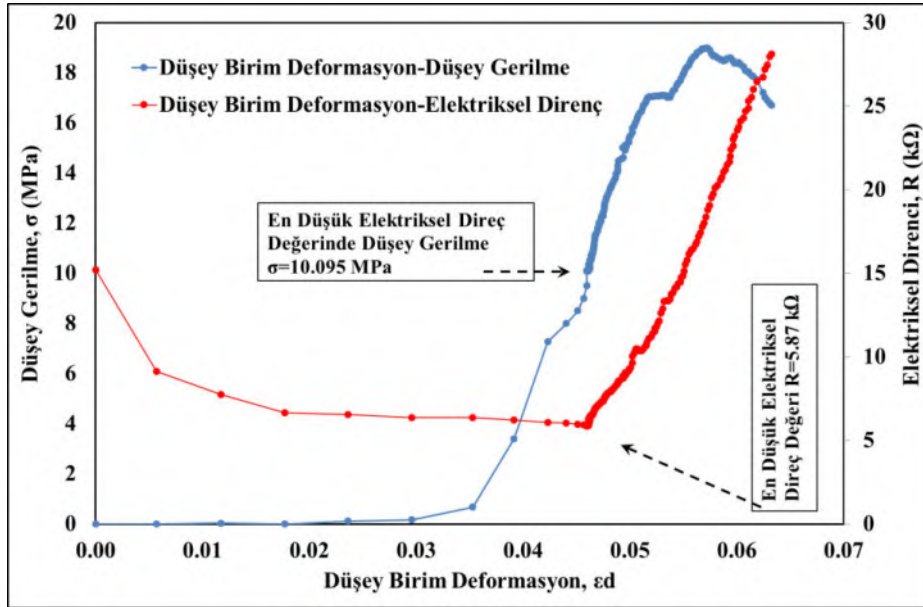
eden ya da tanımlayan veriler olduğu söylenebilir (Şekil 7-12).

Eğer maden topuğu gibi bir kaya mühendislik yapısı, zamana bağlı olarak sadece elektriksel direnç (R) değerleri ile takip edilebilirse normal koşullarda R değerleri genelde sabit olarak kalacaktır. Ancak R değerlerindeki değişimde en düşük R değerine ulaşıp tekrar R değerlerinde artışın görülmesi durumunda, izlenen malzemedeki mikro çatlakların oluşmaya başladığı ve malzeme üzerindeki gerilmenin arttığı yorumu yapılabilir. Bu duruma ait temsili sistematik bir grafik Şekil 13'de sunulmuştur. Bu temsili grafikte en düşük R değerinin ölçüldüğü an itibarı ile izlenen kaya mühendislik yapısında önemli değişikliklerin başladığı varsayılabilir. R değerindeki ilk değişimin başladığı an uyarı noktası olarak kabul edilebilir. Ancak laboratuvar ve saha ölçüm sonuçlarının örtüştüğünü doğrulayacak saha ölçeğinde yerinde ölçümlere ihtiyaç vardır.

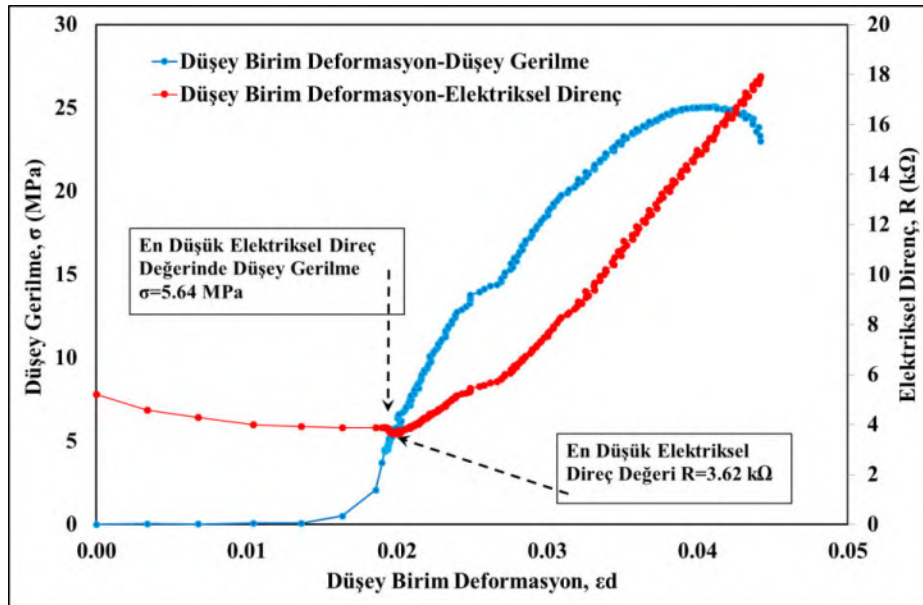
Bu çalışmada artan yüklere maruz kalan durum için kaya mühendislik yapılarında saha ölçümleri gerçekleştirilememiştir. Buna karşın aynı örnek üzerinde sırasıyla farklı yüklerin etkilediği yükleme (Y) ve boşaltma (B) deneyleri yapılmıştır. Bunun için D93 boyutuna sahip ($H/D \geq 2$), 3 adet kaya tuzu örneği üzerinde yenilme dayanımının (σ_c) önce %25'ine kadar yükleme yapılmış daha sonra yük boşaltılmıştır. Benzer işlem dayanım değerinin %50, %75 ve %100'üne kadar tekrarlanmıştır. Bu tür deneysel çalışmada da tek eksenli gerilme (σ) altında kalan malzemenin σ - ϵ -R davranışı belirlenmeye çalışılmıştır. Örnek üzerinde arka arkaya yapılan 4 adet Y-B bölgesi, Şekil 14, 15 ve 16'de hazırlanan grafiklerde görülmektedir. Şekil 14'de verilen ϵ_d - σ davranışında 1., 2. ve 3. Y-B bölgelerinin sonunda yük boşaltması nedeni ile gerilmelerin (σ) azaldığı ancak örnek üzerinde kalıcı düşey birim deformasyon (ϵ_d) değerlerinin oluştuğu görülmektedir. Örneğin kırıldığı son Y-B bölgesinde en büyük gerilme (σ) ve birim deformasyon (ϵ_d) değerlerine ulaşılmaktadır. Genel kaya mekaniği analizlerinde kullanılan Şekil 14 ile eşleştirilmeye çalışılan Şekil 15 incelendiğinde, ϵ_d -R davranışında elektriksel direnç değerinin sürekli artan gerilmeye bağlı olarak düşüşte olduğu görülmektedir. Ancak 4. Y-B bölgesinde en düşük seviyesine ulaştığı daha sonra ise hızla artışa geçtiği görülmektedir. Burada dikkat çekici olay her aşama sonunda elastik sınırlarda oluşan kalıcı sıkışmaya bağlı olarak malzeme iletkenliğinin artması veya R değerlerinin azalmasıdır. Bu değer bir sonraki aşamanın başlangıcı olmuştur. Şekil 16'da verilen t-R grafiği incelenirse benzer şekilde



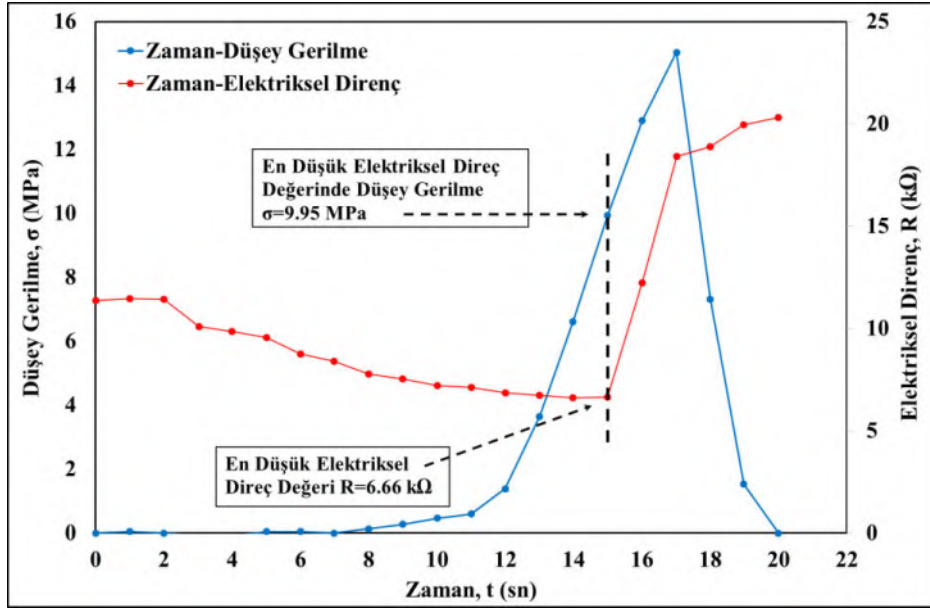
Şekil 7. D42 kaya tuzu için tipik bir σ - ε -R davranışı (Örnek No:D42/KYT-1).



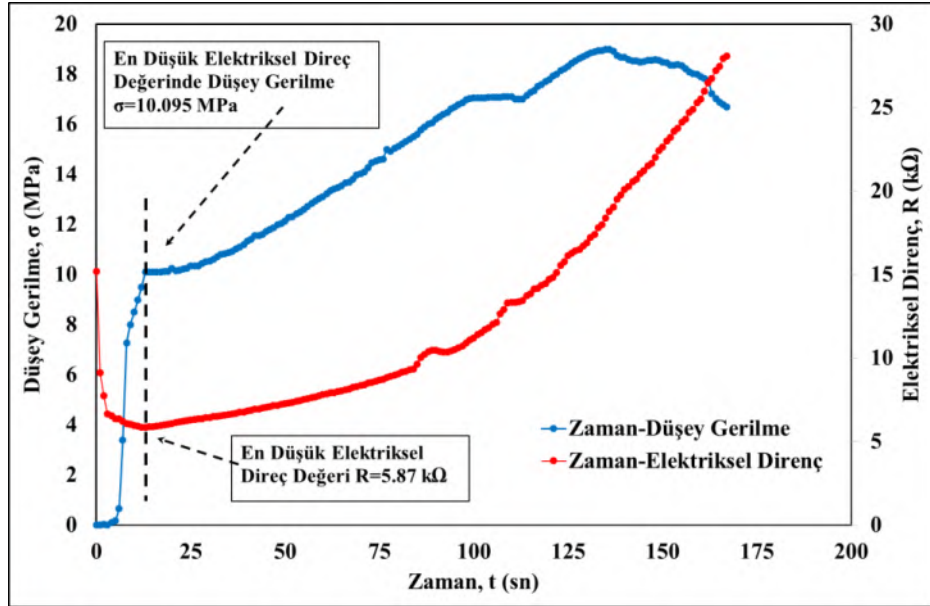
Şekil 8. D54 kaya tuzu için tipik bir σ - ε -R davranışı (Örnek No:D54/KYT-8).



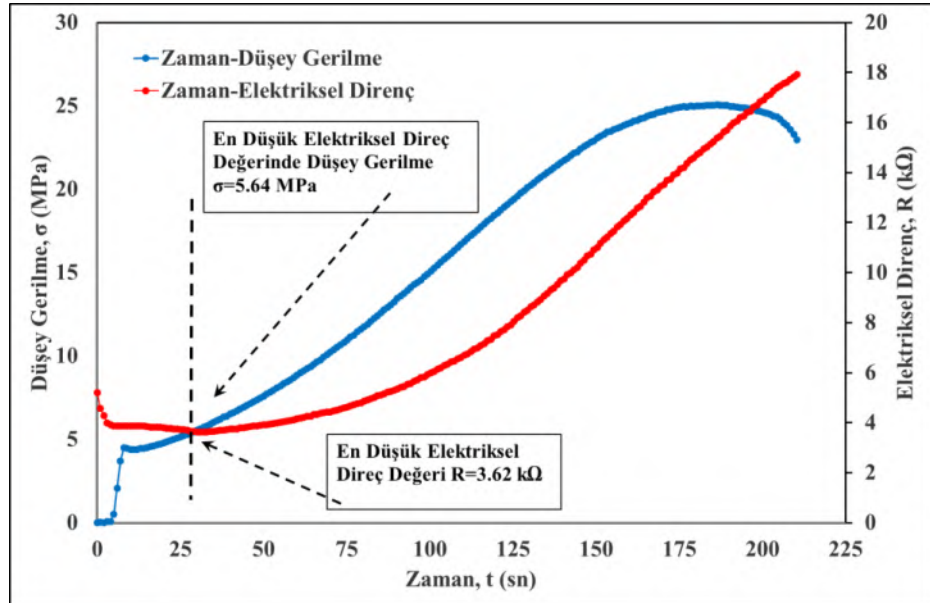
Şekil 9. D93 kaya tuzu için tipik bir σ - ε -R davranışı (Örnek No:D93/KYT-7).



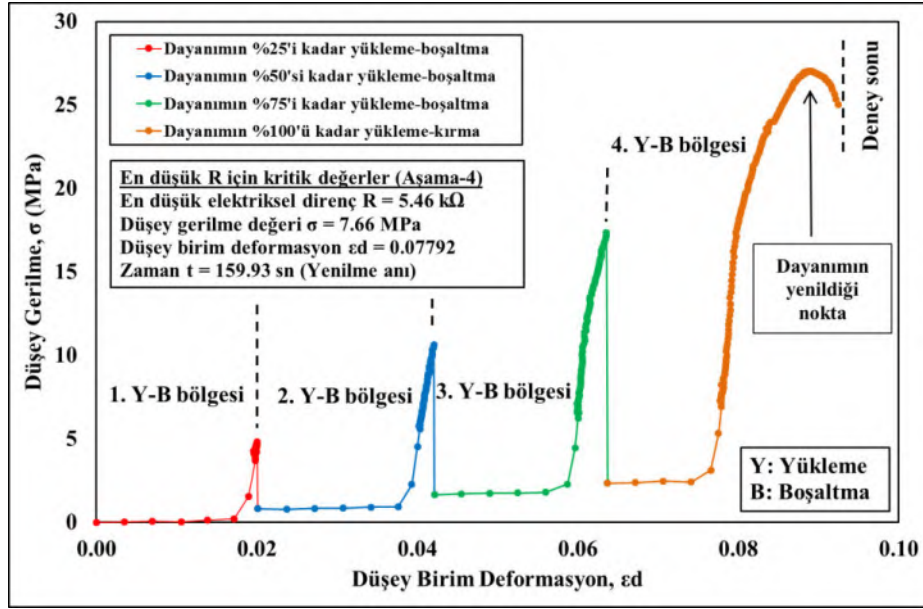
Şekil 10. D42 kaya tuzu için tipik bir σ -t-R davranışı (Örnek No:D42/KYT-1).



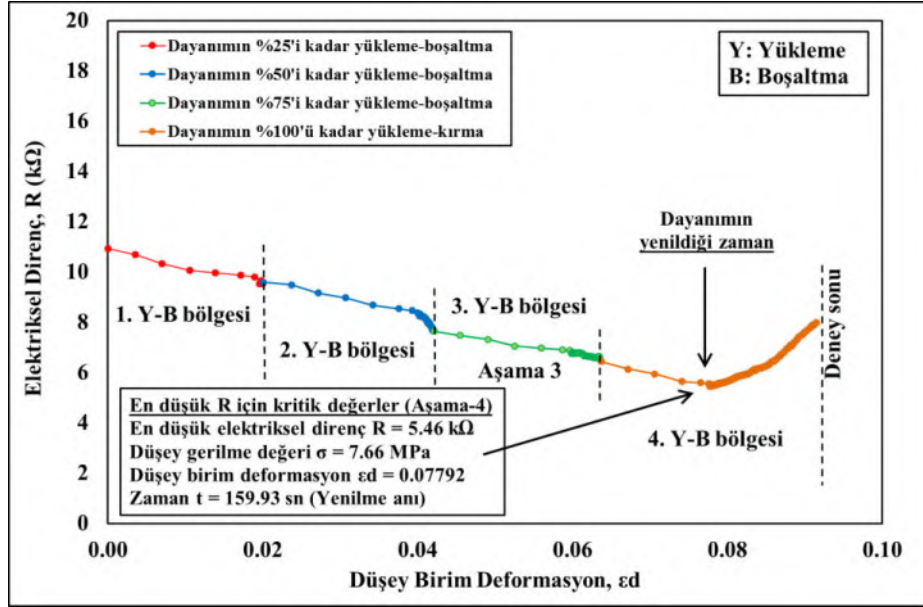
Şekil 11. D54 kaya tuzu için tipik bir σ -t-R davranışı (Örnek No:D54/KYT-8).



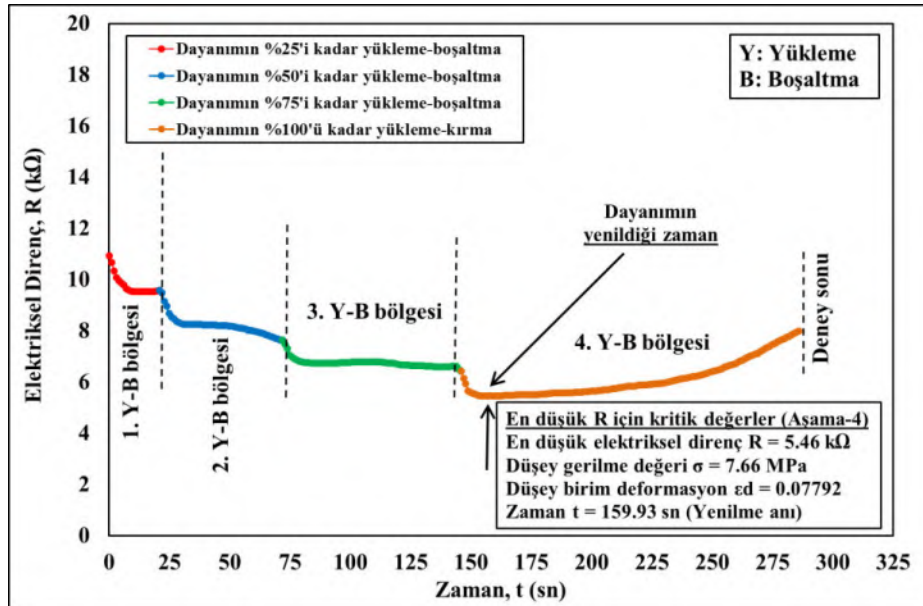
Şekil 12. D93 kaya tuzu için tipik bir σ -t-R davranışı (Örnek No:D93/KYT-7).



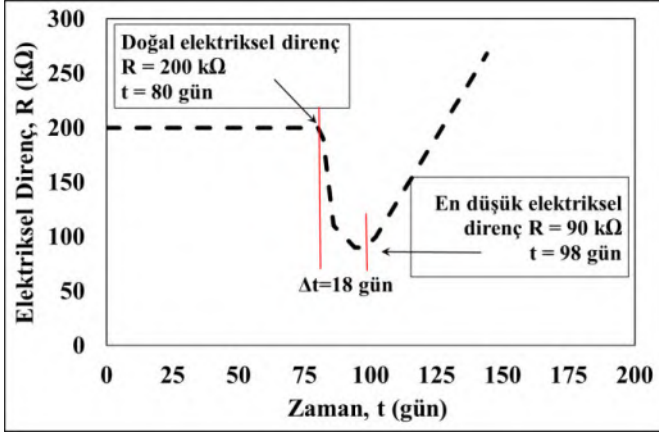
Şekil 14. D93 kaya tuzu için tipik bir ϵ - σ davranışını gösteren yükleme-boşaltma deney sonucu.



Şekil 15. D93 kaya tuzu için tipik bir ϵ - σ davranışını gösteren yükleme-boşaltma deney sonucu.



Şekil 16. D93 kaya tuzu için tipik bir t - R davranışını gösteren yükleme-boşaltma deney sonucu.



Şekil 13. Olası t-R davranışına ait sistematik bir grafik.

R değerinin sürekli azaldığı yine 4. Y-B bölgesinde en düşük seviyeye ulaştıktan sonra hızla arttığı anlaşılmaktadır. Bu kritik noktanın $t=159.93$ sn ve $R=5.46$ kΩ verisinde ortaya çıktığı tespit edilmiştir (Şekil 16). Bu noktadan elde edilen $R=5.46$ kΩ değeri Şekil 15’de irdelenirse $\epsilon_d=0.07792$ olduğu bu ϵ_d değeri Şekil 14’de irdelendiğinde ise malzeme üzerindeki gerilmenin 4. Y-B bölgesinde $\sigma=7.66$ MPa olduğu rahatlıkla görülebilmektedir. Sonuç olarak saha ölçümlerinden beklenebilecek t-R davranışını karakterize eden Şekil 13’ün Y-B deneylerinden elde edilen verilerle de desteklenebileceği görülebilmektedir.

5 SONUÇLAR

Model kaya olarak seçilen kaya tuzu üzerinde gerçekleştirilen tek eksenli gerilme altındaki σ - ϵ -R davranışlarını belirleme çalışmaları neticesinde ulaşılan sonuçlar aşağıda sıralanmıştır.

- İri kristal yapısına sahip kaya tuzunun UCS deneyleri için ölçek etkisinden arındırılmış karot örnek boyutlarının $H/D \geq 2$ olması gerektiği belirlenmiştir.
- Tek eksenli gerilme altında artan gerilme (σ) ve düşey birim deformasyon (ϵ_d) değerlerine karşı elektriksel direnç (R) değerlerinin azaldığı ancak malzeme üzerinde ϵ_d - σ grafiğinin doğrusal davranış sergileyen bölümün ikinci aşamasında oluşan mikro çatlaklar ile R değerlerinin arttığı tespit edilmiştir.
- ϵ_d -R davranışı, elektriksel direnç (R) ölçme yönteminin yeraltı maden topuğu gibi kaya mühendislik yapılarının duraylılıklarının izlenmesinde başvurulabilecek bir yöntem olabileceğini ortaya çıkarmıştır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmaya destek olan Kristal Tuz Madencilik Petrol Gıda İnşaat San. ve Tic. A.Ş. yetkilisi Tahir Özbek’e, bu bildiriye değerlendiren ve katkılarını koyan hakemlere yazarlar teşekkürlerini sunarlar.

6 KAYNAKLAR

- American Society of Testing and Materials (ASTM), 1986, Standard Test Method for Unconfined Compressive Strength of Intact Rock Core Specimens, Report D 2938, pp. 390-391.
- Anonymous, 2004, Guides on Flooding Prevention in Mines and Undermined Objects Protection in the Upper Kama Potash Deposits [in Russian], Saint Petersburg, Russia.
- Bieniawski, Z. T., 1984, Rock Mechanics Design in Mining and Tunneling, A. A. Balkema, Rotterdam, 272 p.
- Ergin, K. 1973. “Uygulamalı Jeofizik”, Özarkadaş Matbaası, İstanbul, 371s.
- Chen, G and Lin, Y. 2004. Stress-strain-electrical resistance effects and associated state equations for uniaxial rock compression. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences. Volume. 41. pp. 223–236.
- Gökay, M. K ve Özkan, İ. 2000. “Su İçeriğinin Kayaçlardaki Elektrik Geçirgenliğine Etkisi”, 5. Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu, Isparta, ss.76-89.
- Gökay, M. K and Özkan, İ. 2001. “Diversity of Electrical Conductivity in a Water-Bearing Rock Material”, 17th International Mining Congress and Exhibition of Turkey IMCET 2001, Ankara, pp 431-436.
- Hawkins, A. B., 1998, Aspects of rock strength, Bulletin Eng. Geology Environment, Vol.57, No.1, pp. 17-30.
- Hoek, E. and Brown, E. T., 1980, Underground Excavations in Rock, The Institution of Mining and Metallurgy, Chapman & Hall, London, United Kingdom, 527 p.
- International Society for Rock Mechanics (ISRM), 2007, The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974–2006, Ulusay, R. and Hudson, J. A. (Editors), ISRM Turkish National Group, Ankara, Turkey, 628p.
- Jeremic, M. L., 1994, Rock Mechanics in Salt Mining: A. A. Balkema, Rotterdam, The Netherlands, 532p.
- Mesutoğlu, M., Ozkan, İ., 2014, Stress-strain-electrical resistance characterization of rock material under triaxial loading, AIMS-Aachen International Mining Symposium: High Performance Mining, Almanya, 8s.
- Liang, W., Yang, C., Zhao, Y., Duseault, M. B., and Liub, J., 2007, Experimental investigation of mechanical properties of bedded salt rock, International Journal Rock Mechanics Mining Sciences, Vol. 44, No. 3, pp. 400-411.
- Lux, K. H., 1984, Gebirgsmechanischer Entwurf und Felderfahrung im Salzkavernenbau, Enke Verlag, Stuttgart, Germany, 360 p.
- Özkan, İ. ve Bilim, N., 2007. Tek Eksenli Yükleme Altında Kaya Maddesinin Gerilme-Birim Deformasyon-Elektriksel Direnç Davranışı, 20th International Mining Congress and Exhibition of Turkey IMCET2007, Ankara.
- Ozkan, I., Ozarslan, A., Genis, M., Ozsen, H., 2009, Assessment of Scale Effects on Uniaxial Compressive Strength in Rock Salt, Environmental & Engineering Geoscience, Vol.XV, No.2, pp.91-100.
- Thuro, K., Plinninger, R. J., Zah, S., and Schutz, S., 2001, Scale effect in rock strength properties. Part 1:Unconfined compressive test and Brazilian test, Proceedings of the ISRM Regional Symposium EUROCK 2001, Espoo, Finland, pp. 169-174.
- Zhigalkin, V. M., Usoltseva, O. M., Semenov, V. N., Tsoi, P. A., Asanov, V. A., Baryakh, A. A., Pankov, I. L., and Toksarov, V. N., 2005, Deformation of quasi-plastic salt rocks under different conditions of loading. Report I: Deformation of salt rocks under uniaxial compression, Journal Mining Science, Vol. 41, No. 6, pp. 507-515.

The Effect of Loading Cycles on The Uniaxial Compressive Strength of The Rock Under Cyclic Loading

M. H. BEŞER, K. AYDINER

Karadeniz Technical University Mining Engineering Department, Trabzon, TURKEY

ABSTRACT: This paper presents the results of a laboratory research to investigate the effect of the number of the loading cycles on the compressive strength of Tephrite samples subjected to cyclic loading. Four sets of the cycles (50, 100, 150 and 200) were performed for cyclic loading tests using a 200 tons servo-hydraulic compression test machine (BESMAK). The compressive strength of the rock at different number of cycles was determined under constant frequency and stress level. The results of the cyclic loading tests indicate that the number of cycles has an important influence on the uniaxial compressive strength (UCS) of the rock under cyclic loading conditions. It was also observed that an increase in the number of cycles resulted in the decrease of the compressive strength.

Keywords: Number of Cycles, Cyclic Loading, Rock Fatigue, Uniaxial Compressive Strength.

1.INTRODUCTION

Many civil and mining rock structures such as tunnel, bridge, dam road, roof and pillars are subjected to dynamic loading. While small dynamic loads occur due to natural vibration of the earth's crust, large dynamic loads result from major earthquakes, rock bursts, rock blasting, drilling, traffic, etc (Lee and Rhee, 1992; Ko, 2005). The behavior of rock under dynamic loads is different than under the static load and, the understanding of mechanical properties of rock under dynamic loads is more crucial than under the static load. Different rock materials exhibit different behavior under dynamic loading conditions. Some become stronger and ductile, but some become weaker and more brittle (Stavrogin and Tarasov, 2001; Liu and He, 2012).

Cyclic loads cause weakening of rock strength called 'rock fatigue'. Many researchers have carried out the studies about the rock fatigue on different rock types. Firstly, Burdine (1963) showed the weakening of the material under compressive cyclic loading. The detailed literature research on fatigue behavior in rocks has already been presented by Bagde and Petros (2005). Thereafter, many studies are reported the effects of the cyclic loading. Bagde and Petros (2009) studied the effects of uniaxial cyclic compression tests on sandstone and conglomerate rock samples in different amplitudes and frequencies. These researchers reported that fatigue failure is influenced by the petrographic, physical and mechanical properties of these rocks. Liang et al. (2012) studied the effect of cyclic load on samples of tenardite, glauberite and gypsies

under uniaxial compressive strength and founded that the uniaxial compressive strengths of tenardite, glauberite and gypsies decreased by 34 %, 19 % and 35 %, respectively. Khanlari and Momeni (2015) investigated the fatigue behavior of Monzogranite subjected to various loading levels (85 %, 90 % and 95 % of the strength of the rock) at amplitude 70 % with 1 Hz cyclic loading frequency. They observed that different loading levels have effect on the fatigue behavior of the rock. For the first few cycles, it is concluded that the rock displays elastic behavior and elasto-plastic behavior with increasing cycle numbers. As the result of studies, the yield stress level reduces, and the plastic behavior of the rock is dominant in each cycle with the increasing cycle numbers. Taheri et al. (2016) showed peak strength variations of Hawkesbury sandstone under cyclic loading and detected that fatigue influenced the peak strength of the sandstone. It is reported that fatigue failure occurs during cyclic loading if the stress level in cyclic loading is equal or higher than 94 % of rock peak strength. Also, these studies generally display the effect of the rock fatigue for high cyclic loads. The works about the effect of the low cyclic loads on the rock are insufficient. Therefore, there is some missing about this subject. The study was aimed to fill this gap. In this paper, different number of cycles that are one of the important variables of fatigue mechanism were performed in the experiments and the effect of the different number of cycles on the cyclic loading of the rock samples for rock was determined. Also, the compressive strength of the rock under cyclic compressive loading conditions was evaluated for Tephrite samples.

2.EXPERIMENTAL SET-UP AND ROCK PROPERTIES

2.1. Rock Samples

The mineralogical and petrographic analysis are performed. According to the results of analyses, this rock generally shows porphyritic, microlitic porphyritic and hyalo-microlitic porphyritic texture. Main components of this rock generally are leucite, calcitic plagioclase, pyroxene (20 %), amphibole (3-5 %), biotite (3-5 %) and opaque (2 %) minerals (Figure 1). The secondary minerals are chlorite, calcite, zeolite and clay minerals. In the microscopic analysis, this rock is located in tephrite/basanite groups. Also, this rock is named as tephrite due to the olivine absence.

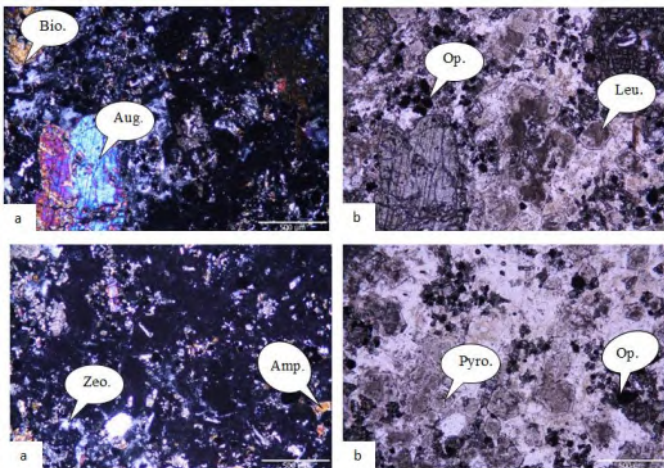


Figure 1. Microscopic view of the rock (Pyro: Pyroxene, Amp: Amphibole, Bio: Biotite, Ze: Zeolite, Leu: leucite, O: Opaque mineral, Aug: Augite)

Rock samples were cut to a length to diameter ratio of 2.5-3.0 with a diameter of NX core size, approximately 54 mm (Figure 2). The ends and sides of the specimens were prepared to ISRM (2007) testing procedures. The physical and mechanical properties of the rock samples were determined (see Table 1).

Table 1. Physical and mechanical properties of the rock samples

Material Properties	Trabzon Rock
Density (g/cm ³)	2.59
Uniaxial Compressive Strength (MPa)	98.81
Tensile Strength (MPa)	6.42
Apparent Porosity (%)	3.74



Figure 2. NX size sample and failure sample

2.2. Testing Methodology

In this study, a 200 tons capacity servo-hydraulic test machine was used to conduct experiments (Figure 3). The tests were performed under ramp cyclic loading with different number of cycles. 50, 100, 150 and 200 cycles are applied under constant amplitude and frequency. The maximum applied load and the minimum applied load are 66.4 kN (about 30 % of the uniaxial compressive strength) and 22.2 kN (about 10 % of the uniaxial compressive strength) with 0.5 Hz. Also, three rock specimens are used for each different number of cycles to gain more correct results. After the cyclic loading, uniaxial compressive strength of these specimens is determined again.



Figure 3. 200 tons capacity servo-hydraulic test machine

3.RESULTS AND DISCUSSION

Experiments were carried out to determine the effect of the number of cycles on the rock strength. According to results, number of cycles has negative effect on the compressive strength of the Trabzon rock. The more the number of cyclic on the rock, the

more micro and macro cracks occur and propagate. This results that the rock failures at the lower strength than the uniaxial compressive strength under static loading conditions. Similar results have also been reported by many researchers. Ray (1999) analyzed the change in rock strength by applying number of cycles between 100 and 600 and determined that the strength of the rock generally decreases. Likewise, Salim and Mohamed (2012) conducted cyclic loading experiments with number of cycles between 25 and 175 and found that the strength of the rock decreased by 0.4 % to 23.1 %. This research demonstrates the variation of the UCS under changing number of cycles at fixed frequency (0.5 Hz) and applied stress level. It shows that the strength of the rock reduces with increasing the number of cycles and the relation between UCS of the rock and number of cycles is inversely proportional as seen in the Figure 3.

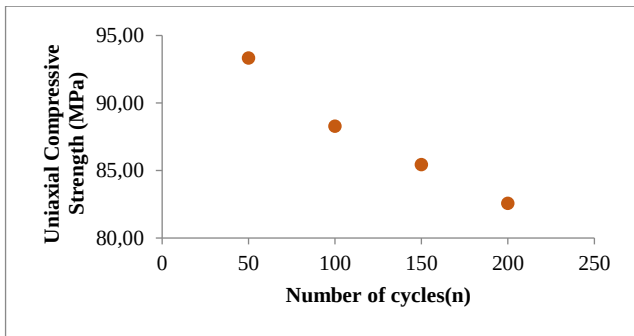


Figure 4. The relation between the number of the loading cycles and the UCS

4.CONCLUSIONS

In this study, the effect of the number of cycles on the strength of the Tephrite samples in cyclic compression test was performed. The test results revealed that number of cycles in cyclic compression condition affected fatigue strength. It is determined that uniaxial compressive strength decreases with the increase in number of cycles (%5.5-%16.4). Also, inverse proportionality between the two parameters was found. The fatigue mechanism is affected by different parameters such as mineralogical and petrographic properties and loading variables, so there are still some gaps in this subject. Thus, more studies should be conducted to understand the rock behavior under cyclic loading.

Acknowledgements

The authors would like to thank to the Scientific Research Fund of Karadeniz Technical University for financial support for this research (FYL-2016-5658).

REFERENCES

- Bagde, M. N. and Petros V., 2005. Fatigue properties of intact sandstone samples subjected to dynamic cyclical loading, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 42, 237-250.
- Bagde, M. N. and Petros V., 2009. Fatigue and dynamic energy behavior of rock subjected to cyclical loading, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 46, 200-209.
- Burdine, N. T., 1963. Rock failure under dynamic failure conditions, *Soc. Petr Eng J.* 3, 1-8.
- ISRM. Ulusay R. and Hudson J. A. (eds), 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring, 1974–2006. Suggested methods prepared by the commission on testing methods. Compilation arranged by the ISRM Turkish National Group. ISRM, Ankara, 87-88.
- Khanlari, Gh. and Momeni, A. A., 2015. Assessment of fatigue behavior of Alvand Monzogranite Rocks, *Journal Geology Engineering*, Vol.8, No.1.
- Ko, T. Y., 2005. Crack coalescence in rock-like material under cyclic loading. Master of Science in Civil and Environmental Engineering, Massachusetts Institute of Technology, United State.
- Lee, J. U., and Rhee, C. G., 1992. A study on the fatigue failure behaviour of Cheon-Ho Mount limestone under cyclic loading. *Journal of Korean Nuclear Society*, 24(1), 98-109.
- Liang, W., Zhang C., Gao, H., Yang, X., Xu, S. and Zhao, Y., 2012. Experiments on mechanical properties of salt rocks under cyclic loading, *J Rock Mec. and Geo. Engng*, 4 (1), 54-61.
- Liu, E. and He, S., 2012. Effects of cyclic dynamic loading on the mechanical properties of intact rock samples under confining pressure conditions. *Engineering Geology* 125, 81-91.
- Mohd Salim N. A. ve Mohamed Z., 2012. Cylic loading effect on the uniaxial compressive strength of weathered rock, 6th SASTech 2012, Malaysia Kuala Lumpur.
- Ray S.K., Sarkar M. Ve Singh T.N., 1999. Effect of loading and strain rate on the mechanical behaviour of sandstone, *Int J Rock Mech Min Sci*; 36:543–9.
- Stavrogin, A. N. and Tarasov, B. G., 2001. Experimental physics and rock mechanics, Balkem (Rotterdam), 356.
- Taheri, A., Royle, A., Yang, Z. and Zhao Y., 2016. Study on variations of peak strength of a sandstone during cyclic loading, *Geomech. Geophy. Geo-energy Geo-resour.* 2, 1-10.

Karbonatlı kayaçların basınç dayanımı ve elastisite modülünün sertlik yöntemlerinden tahmin edilmesi

Estimation of compressive strength and elasticity modulus of carbonated rocks from hardness methods.

Ahmet Teymen

Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi

ÖZET: Kayaçların basınç dayanımı ve (UCS) ve Elastisite Modülü (E) gibi mühendislik özelliklerini doğrudan testler yaparak belirlemek bazen zor, zaman alıcı ve pahalı olabilmektedir. Bu nedenle, kayaçların ana mühendislik özelliklerini pratik yöntemlerle dolaylı olarak değerlendirmek için birçok araştırmacı tarafından çalışmalar yapılmıştır. E ve UCS'yi tahmin etmek için kullanılan özelliklerin biri de kayaçların sertliğidir. Sertlik, malzemelerin tanımlanması ve sınıflandırılmasında sıkça kullanılan malzeme özelliklerinden biri olmuştur. Sertlik ölçümlerinin temel ilkesi, kayacın standart bir kaynaktan oluşan plastik deformasyona karşı direncini gözlemlemektir. Sertlik testleri kolay uygulanabilir ve tahribatsızdır. Bu nedenle, sertlik özellikleri laboratuvarında belirlenerek ve her sertlik özelliği E ve UCS ile korele edilmiştir. Bu çalışmanın temel amacı, karbonatlı kayaçların E ve UCS değerleri ile farklı sertlik yöntemleri (kaya ve metal) arasındaki ilişkiyi araştırmaktır. Bağımlı değişkenler (E, UCS) ve bağımsız değişkenler (sertlik testleri ve bazı mühendislik özellikler) arasındaki ilişkiler SPSS yazılımı kullanılarak çoklu regresyon tekniği ile analiz edilmiştir. Yüksek korelasyon katsayısına sahip ilişkiler elde edilmiştir.

ABSTRACT: It is sometimes difficult, time consuming and expensive to determine the engineering properties of rocks by performing direct tests such as compressive strength (UCS) and elasticity modulus (E). For this reason, studies have been conducted by many researchers to evaluate indirectly the main engineering properties of rocks with practical methods. One of the engineering properties used to estimate E and UCS is the hardness of rocks. Hardness is one of the most commonly material properties in the description and classification of materials. The basic principle of hardness measurements is to observe the resistance of the rock to plastic deformation from a standard source. Hardness tests are easy to apply and non-destructive. For this reason, the hardness properties were determined in the laboratory and each hardness property was correlated with E and UCS. The main objective of this study is to investigate the relationships between the E and UCS values of carbonated rocks and different hardness methods (metal and rock). Relationships between dependent variables (E, UCS) and independent variables (hardness tests and some engineering properties) were analyzed by multiple regression technique using SPSS software. Relations with a high correlation coefficient were obtained.

1 GİRİŞ

Sağlam kayaçların mekanik ve fiziksel özelliklerinin belirlenmesi, yeraltı yapıları, temeller, şev ve baraj projeleri gibi mühendislik uygulamalarında kayaçların sınıflandırılması için oldukça önemlidir. Kaya mühendisliği için en yaygın kullanılan parametreler, tek eksenli basınç dayanımı (UCS) ve elastisite modülüdür (E). Statik elastisite modülü, UCS deneyi esnasında kullanılacak ilave aparatlar yardımıyla belirlenebilmektedir. Mikro çatlaklar, süreksizlik ve zayıflık olmayan numuneler kullanılarak standart UCS testlerinden tatmin edici sonuçlar elde edilebilir. Ayrıca, gerekli karot örnekleri her zaman kırılmış, zayıf ve ince tabakalı kayalardan çıkarılamayabilir. Hassas numune

hazırlama ihtiyacı, pahalı bir test cihazına duyulan ihtiyaç ve zaman alıcı bir deney olması, UCS ve E testlerinin dezavantajlı taraflarıdır. Bu nedenlerden dolayı, bazı indeks ve fiziksel özellikler (Schmidt sertlik-SHH, nokta yük indeksi-Is, Brazilian dolaylı çekme dayanımı-BTS, P-dalga hızı-Vp, yoğunluk) kullanarak UCS'yi tahmin etmek için birçok araştırmacı tarafından modeller geliştirilmiştir. Bu testlerin gerçekleştirilmesi nispeten kolaydır, test süresi kısadır, ucuzdur ve daha az gelişmiş ekipmanlara ihtiyaç duyulur. Öte yandan, bu ekipmanların birçoğu sahada kullanılabilir.

Sertlik, bir kayacın yüzeyine darbe yapan ya da batırılan bir cisme karşı kayacın direnci olarak tarif edilmektedir. Kaya sertliği, sert mineral bileşiminin ve matris malzemesinin dayanım ve bağlanma

kapasitesinin bir fonksiyonudur. Sertlik ampirik bir testtir ve uygulanan yöntemle göre değişiklik gösterir. Sertlik, kolay belirlenebilir bir özellik olduğu için malzemelerin tanımlanması ve sınıflandırılmasında sıkça kullanılmaktadır. Sertliğin önem kazandığı uygulamalar kaya-metal etkileşiminin yoğun olarak görüldüğü mühendislik çalışmalarıdır. Ripperleme, delme, kırma, nakliyat, öğütme ve kazı gibi madencilik çalışmaları bu mühendislik uygulamaları arasında gösterilebilir. Arazide uygulanabilir olma avantajına sahip olmasından dolayı en yaygın kullanılan kaya sertlik yöntemi SHH ve SSH'dir. HB ve HV gibi sertlik yöntemleri, metal için tasarlanmıştır. Belirli özelliklere sahip özel araçlara ihtiyaç duymaktadır ve kaya mühendisliği uygulamalarındaki kullanımları kısıtlıdır. Bu yöntemler içerisinde IHI, kaya sertliğini belirlemeye yönelik önerilen en yeni yöntemdir.

Bugüne kadar, UCS'nin tahmini için kaya sertliği ölçüm testleri arasında çoğunlukla SHR ve SSH testleri kullanılmıştır. Diğer sertlik ölçüm yöntemleri ile UCS ve E arasındaki matematiksel ilişkilerin belirlendiği deneysel çalışmalara literatürde çok fazla rastlanmamaktadır. Bu çalışmada esas olarak metal sertliği olarak bilinen HB ve HV yöntemleri ile UCS arasında yeni deneysel eşitlikler geliştirilmeye çalışılmıştır. Farklı test yöntemleri birbirleri ile kıyaslanmış ve farklılıkları ortaya konmuştur. Bu çalışmada karbonatlı kaya birimleri için sunulan denklemlerin ön araştırma seviyesinde proje mühendislerine yardımcı olacağı umulmaktadır.

2 ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR

Literatürde BTS ile UCS arasındaki ilişkiler hakkında birçok çalışma bulunmaktadır (Andreev 1991; Chen ve ark. 1998, Tugrul ve Zarif 1999, Claesson ve Bohlooli 2002, Wang ve ark. 2004, Çanakci ve Pala 2007, Baykasoğlu ve ark. 2008). Tuğrul ve Zarif (1999) granitlerin petrografik ve mühendislik özellikleri arasındaki ilişkileri araştırmışlardır (UCS-BTS, UCS-Is ve UCS-Vp). Değişik araştırmacılar tarafından farklı kayaçların fiziko-mekanik özelliklerini belirlemek için Vp deneyi kullanılmıştır (Birch 1960; Deere ve Miller 1966; Inoue ve Ohomi 1981; Babuska ve Pros 1984; Gaviglio 1989; Mccann ve ark. 1990; King ve ark. 1995; Singh ve Dubey 2000; Song ve ark. 2004; Singh ve ark. 2004; Sharma ve Singh 2008; Diamantis ve ark. 2009; Minaeian ve Ahangari 2013; Kurtuluş ve ark. 2016; Jamshidi ve ark. 2016). Sharma ve Singh (2008), 11 farklı kayaç kullanarak Vp, BTS ve suda dağılma dayanımı ve UCS arasındaki korelasyonu araştırmışlardır. Diamantis ve ark. (2009) Serpantinitle UCS'sini öngörmek için Is ve Vp gibi parametreleri kullanarak

bazı ampirik denklemler geliştirmişlerdir. Minaeian ve Ahangari (2013) konglomeraların özelliklerini belirlemek için basit ve çoklu regresyon tekniklerini kullandılar. Çalışmalarında Vp, SHH ve UCS arasındaki ilişkileri tespit ettiler. Jamshidi ve ark. (2016) İran travertenlerini kullanılarak bazı mekanik özelliklerle (UCS, BTS, Is) Vp ve SHR arasında korelasyonlar kurarak ampirik denklemler türetmişlerdir. Elde ettikleri sonuçlar, mekanik özellikleri tahmin etmek için Vp'nin SHH'den daha güvenilir olduğunu göstermiştir. Güçlü korelasyonlar kurulursa, UCS ön araştırmalar için batma sertliği deneyinden (IHI) kolayca tahmin edilebilir. Bazı araştırmacılar tarafından IHI ve UCS arasındaki korelasyonları belirlemek için bir dizi çalışma yapılmıştır (Atkinson ve ark. 1986; Pang ve ark. 1989; Szwedzicki 1998; Copur ve ark. 2003; Mateus ve ark. 2007; Tiryaki 2008; Yagiz 2009; Kahraman ve ark. 2012; Haftani ve ark. 2013). Szwedzicki (1998), sertliğin bir göstergesi olarak ampirik bir batma indeksi geliştirmek için laboratuvar çalışmaları gerçekleştirmiştir. Sonuçlarında, IHI ve UCS değerleri arasında bir ilişki olduğunu ve standart IHI testinin kayacın mekanik özelliklerini tanımlamak için önemli olduğunu göstermiştir. Tercan ve Özçelik (2006) andezit örnekleri üzerinde UCS, BTS, SSH, SHH, E, koni batma sertliği, Böhme aşınma dayanımı ve Los Angeles gibi testler gerçekleştirmişlerdir. Yazarlar, andezitlerin mekanik ve sertlik özellikleri ile mekanik ve aşınma özellikleri arasındaki ilişkileri araştırmışlar ve güçlü korelasyonlar elde etmişlerdir. Mateus ve ark. (2007) Kolombiya kumtaşlarının batma sertliği (248 testi) ile mekanik özellikleri arasında korelasyonlar geliştirdiler. Batma sertliği kullanımının jeomekanik modellerin yerinde kalibrasyonu için yararlı olduğuna karar verdiler. SHH testinin farklı kayaç tipleri üzerindeki UCS tahminleri üzerindeki kullanışlılığını araştıran bir dizi çalışma bulunmaktadır (Aufmuth 1973; Singh ve ark. 1983; Shorey ve ark. 1984; Harny ve De Marco 1985; Ghose ve Chakraborti 1986; Sachpazis 1990; Katz ve ark. 2000; Yilmaz ve Sendir 2002; Dinçer ve ark. 2008; Kılıç ve Teymen 2008; Yagiz 2011; Torabi ve ark. 2011). Aufmuth (1973), kayaç yoğunluğunun etkisini göz önüne alarak SHH ile UCS ve E arasında güçlü bir korelasyonlar elde etmiştir. Singh ve ark. (1983) sedimanter kayaçları kullandıkları çalışmalarında UCS ve SHH arasında çok güçlü ve pratik bir denklem geliştirdiler. Sachpazis (1990) tarafından yapılan çalışmada, kalsiyum karbonat kayaçları için USC ve SHH arasında yüksek korelasyon katsayısına sahip denklemler bulunmuştur. Katz ve ark. (2000), kalker, granit, mermer, kumtaşı, siyenit ve tebeşir gibi farklı kökenlere sahip kayaçlar üzerine benzer bir araştırma

yapmış ve UCS ile SHH arasında güçlü ilişkiler elde etmişlerdir. Yılmaz ve Sedir (2002) aynı amaçla, jips kayaçları üzerine ampirik çalışmalar yaptılar ve UCS ile SHH arasında benzer ilişkiler buldular. Çobanoğlu ve Çelik (2008) karot uzunluk/çap oranlarının etkileriyle birlikte UCS ve Is, Vp, SHH arasındaki korelasyonları araştırdılar. Yagiz (2011) E, UCS, SHH, n_e , su emme, yoğunluk gibi kayaç özelliklerini belirlemiş ve bu mühendislik özelliklerini Vp deneyi yardımıyla tahmin etmeyi amaçlamıştır. Torabi ve ark. (2011) belirli jeolojik koşullar altında bir kaya kütlesi için (kömür damarlarının tavan kayacı) SHH ve UCS arasında bir ilişki kurmayı amaçlamıştır. UCS'yi sertlik testlerinden tahmin etmeye odaklanan araştırmacılar bazıları SSH'yi tercih etmiştir (Deere ve Miller 1966; Tiryaki 2008; Yasar ve Erdogan 2004; Kılıç ve Teymen 2008; Griffith 1937; Wuerker 1953; Vervaal ve Mulder 1993; Holmgeirsdottir ve ark. 1998; Koncagül ve ark.1999; Tumac ve ark.2007). Griffith (1937) SSH ile farklı kaya türlerinin UCS'sini korele etmiştir. Wuerker (1953), basit doğrusal denklemler kullanarak UCS ve SSH arasındaki ilişkiyi belirlemiştir. Deere ve Miller (1966) çeşitli kaya türlerinden çok sayıda numune ile kapsamlı bir şekilde çalışmış ve bozulmamış kayaçlar için bir sınıflandırma sistemi geliştirmiştir. Yazarlar, doku, mineraloji ve anizotropinin kaya sınıflamasını etkileyen önemli parametreler olduğuna karar vermişlerdir. Holmgeirsdottir ve ark. (1998), farklı SSH test cihazları kullanarak bir çalışma yürütmüş ve UCS ve SSH arasındaki ilişkiye dair bazı denklemler oluşturmuşlardır. Koncagül ve ark. (1999), UCS'yi tahmin etmek için SSH ve suda dağılma dayanımı testlerinin yararını değerlendirdiler. Çalışmalarını, mukavemeti ve dayanıklılığı etkileyen fiziksel ve yapısal özelliklerin analizine dayandırdılar. Yasar ve Erdoğan (2004) UCS'yi SSH ile ilişkilendirmeyi denemiş ve bu iki parametre arasında güçlü bir istatistiksel ilişki bulmuşlardır. Tumac ve ark. (2007) 30 farklı kayaç için iki farklı SSH değeri ve deformasyon katsayısı (K) hesapladılar. Bu değerleri kullanarak farklı kaya türleri için SSH değerleri, K ve Roadheader kesme hızı arasındaki ilişkiyi belirlediler. Kılıç ve Teymen (2008), SSH, Is, Vp, SHR, n_e ve UCS, BTS ve Böhme aşınma direnci arasındaki ilişkileri belirlemek için 19 farklı kaya türünü test etmişlerdir. Regresyon analiz sonuçları tatmin edici bir korelasyonlar göstermiştir. Boutrid ve ark. (2013), Hassi Messaoud saha araştırmasından 1900m ila 2900m arasında değişen farklı derinliklerden alınan kayaç örnekleri ile bir test programı yürütmüşlerdir. Sonuçlar, HB ile kayaçların mukavemet özellikleri arasında yararlı bir korelasyonlar olduğunu göstermiştir.

3 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Bu çalışmada kullanılan karbonatlı kayaçlar Türkiye'nin değişik yerlerinde bulunan fabrikalardan, doğaltaş ocaklarından ve mostradan toplanmıştır. Laboratuvar deneyleri, 27 sedimanter kayacın taze kısımlarından alınan blok veya parçalar üzerinde gerçekleştirilmiştir.

Test edilen kayaçlar ağırlıklı olarak mermer ve kireçtaşlarından oluşmaktadır. Kayaç örnekleri makroskopik olarak incelenmiş ve önemli süreksizlikler içermeyen ve alterasyona uğramamış numuneler kullanılmıştır. Karot numunelerinin boyutlandırılması için Brillant 250 kesme makinesi kullanılmıştır. Karot numunelerinin hazırlama aşamasında ISRM test prosedürleri dikkate alınmıştır. Kayaçların türü, sınıfı ve ortalama deney sonuçları Tablo 1'de verilmiştir. Çalışmada kullanılan sertlik test cihazları Şekil 1'de gösterilmiştir.

3.1 Basınç dayanımı (UCS) ve Elastisite modülü (E)

Kayaçların elastisite modülleri ve tek eksenli basınç dayanım testleri 42 mm çapında ve uzunluk / çap oranı 2-2.5 olan silindirik kayaç örnekleri üzerinde gerçekleştirilmiştir. Ana kayaçtan karot alma makinesi ile kesilerek çıkartılan karotların uçları birbirine paralel olarak kesilip düzeltilmiştir. UCS testlerinde ELE-3000 kN kapasiteli hidrolik pres kullanılmıştır. Yükleme oranı, kaya tamamen deforme olana kadar 1-1.2 MPa/sn arasında sabit tutulmuştur. Ortalama UCS değerleri ve E değerleri, yedi adet deneyin ortalaması alınarak hesaplanmış ve Tablo 1'de gösterilmiştir.

Elastisite modülü karotlar üzerine yerleştirilen strain gaugelerden elde edilen yer değiştirme değerleri ve gerilme değerleri kullanılarak çizilen eksenel gerilme-birim deformasyon eğrileri yardımı ile hesaplanmıştır.

3.2 Schmidt Sertliği (SHH)

Kayaç ve betonun sertlik ve mukavemetini belirlemek için yaygın olarak kullanılan yöntemlerden biri de SHH yöntemidir. SHH için N-tipi Schmidt çekici kullanılmıştır. Ölçümler, karot kaya bloklarının düzgün yüzeylerinden gerçekleştirilmiştir (ISRM 1981). Blok yüzeylerine 20 vuruş uygulanmış ve en yüksek 10 değerlerin ortalaması hesaplanmıştır. Ölçülen SHH değerlerini düzeltmek için bir düzeltme faktörü (örs örtme değeri / örs üzerinde alınan ortalama 10 okuma) kullanılmıştır.

Tablo 1. Kayaç tipi, bölgesi, sınıfı ve test sonuçları.

No	Kayaç tipi	Bölge	Kayaç sınıfı	UCS MPa	E GPa	SHH *	SSH *	HB kg/mm ²	HV kg/mm ²	IHI kN/mm	BTS MPa	Vp km/h	CRS %
1	Mermer	İçel	Metamorfik	66.0	15.4	49.8	51.7	112.9	96.0	13.6	6.1	6.0	1.4
2	Mermer	İçel	Metamorfik	56.4	17.6	45.6	48.6	37.5	26.9	11.5	4.5	5.9	1.3
3	Mermer	İçel	Metamorfik	49.3	17.7	47.1	43.3	76.3	59.3	13.7	6.1	4.9	0.7
4	Kireçtaşı	Kayseri	Sedimanter	140.9	26.2	49.2	57.7	161.9	126.9	18.5	12.5	5.6	3.4
5	Traverten	Burdur	Sedimanter	77.3	24.0	49.8	42.5	132.9	61.1	9.0	8.7	5.3	1.5
6	Dlmtk Kçt.	Bursa	Sedimanter	236.2	39.6	60.4	75.1	382.4	269.6	18.5	16.6	6.5	4.5
7	Kireçtaşı	Kayseri	Sedimanter	191.7	29.5	55.2	67.7	236.0	174.5	18.5	12.0	6.5	3.8
8	Kireçtaşı	Niğde	Sedimanter	97.6	22.2	46.1	45.0	179.3	93.0	11.8	8.6	6.1	1.5
9	Oniks	Nevşehir	Sedimanter	21.6	2.4	41.0	28.0	4.1	24.4	6.5	3.0	3.1	0.4
10	Dlmtk Kçt.	Osmaniye	Sedimanter	40.9	6.3	39.2	37.0	88.5	68.7	7.5	6.6	4.8	0.9
11	Fay Breşi	Adana	Sedimanter	78.3	25.3	51.1	45.0	71.5	96.0	13.6	7.9	5.9	1.8
12	Mermer	Niğde	Metamorfik	73.3	20.6	45.9	48.5	84.0	33.4	8.7	6.8	5.7	1.1
13	Kireçtaşı	Antalya	Sedimanter	108.4	23.2	57.6	51.3	110.1	114.3	14.0	6.6	6.0	2.1
14	Kireçtaşı	Diyarbakır	Sedimanter	133.0	18.0	58.6	57.3	131.1	122.0	13.7	10.1	5.8	2.5
15	Kireçtaşı	Hatay	Sedimanter	100.8	22.2	52.7	55.2	162.1	99.4	10.5	10.5	6.3	2.7
16	Mermer	Afyon	Metamorfik	64.9	13.8	46.9	43.4	112.3	33.1	10.5	8.1	5.3	0.6
17	Kireçtaşı	Bursa	Sedimanter	101.3	21.6	54.3	51.3	125.2	89.6	12.6	9.4	6.0	1.5
18	Kireçtaşı	Bilecik	Sedimanter	131.6	23.0	63.1	51.3	192.5	111.8	13.2	10.6	6.2	3.2
19	Kireçtaşı	Adana	Sedimanter	148.4	26.6	53.8	66.5	211.2	145.3	14.6	12.9	5.0	3.7
20	Traverten	Denizli	Sedimanter	61.0	15.6	45.5	45.6	102.5	34.0	11.2	7.6	4.9	1.3
21	Kireçtaşı	Bursa	Sedimanter	122.2	28.1	49.7	54.1	156.1	111.2	12.2	8.8	5.9	2.5
22	Kireçtaşı	Bursa	Sedimanter	106.8	21.0	48.2	50.1	122.4	123.4	10.8	8.9	6.6	2.2
23	Mermer	İçel	Metamorfik	72.6	17.6	47.2	40.0	61.9	33.9	9.6	5.3	5.8	1.9
24	Aragonit	Nevşehir	Sedimanter	26.9	8.4	40.0	41.1	72.4	25.0	8.4	4.9	4.8	0.5
25	Mermer	Muğla	Metamorfik	55.3	17.0	43.0	42.1	59.3	34.7	8.5	5.0	4.9	0.8
26	Mermer	Sivas	Metamorfik	46.8	13.2	43.1	50.5	51.6	46.8	7.8	4.4	5.6	1.7
27	Limra	Nevşehir	Sedimanter	43.9	9.7	34.1	33.0	31.5	65.2	5.0	6.0	3.0	1.0

3.3 Shore sclerescopu sertliği (SSH)

SSH, herhangi bir kayacın yüzey sertliğini elastiklik açısından ölçen bir yöntemidir. Bu test, mineraloji, sedimantasyon ve elastikiyetten etkilenen matkaplara ilişkin ampirik denklemlerde yaygın olarak kullanılmaktadır (Rabia ve Brook 1978, Altındağ ve Güney 2006). Bu çalışmada kullanılan kayaçların SSH'sini ölçmek için C-2 modeli tahribatsız ölçüm cihazı kullanılmıştır. Test, kızak içerisindeki 14 cm² yüzey alanına ve 2 cm kalınlığa sahip kaya örnekleri üzerinde uygulanmıştır. Karotların üst yüzeyleri zımparalanmış ve elmas uç örnek yüzeyine 30 cm yükseklikten dikey yönde düşürülmüştür. Ölçümler, en az 5 mm'lik aralıklarla 20 kez tekrarlanmış ve en yüksek on ölçümün ortalaması SSH değeri olarak belirlenmiştir.

3.4 Brinell sertliği (HB)

HB, metaller için yaygın olarak kullanılan bir test yöntemidir, ancak kırılğan doğası nedeniyle kayaçlar için genellikle tercih edilmez. Batmaya karşı kaya direncinin bir ölçüsüdür ve uygulanan kuvvet ile doğrudan ilişkilidir. Kalınlığı 30mm ve çapı 42mm olan karotların uçları kesilip düzleştirilmiştir. HB

testleri, kayaç örneği ile temas halinde olan 10 mm çapında küresel bir çelik bilye ile gerçekleştirilmiştir. Kaya yüzeylerine 50 kg'dan 3000 kg'a kadar olan yükler standart süreyle (30 saniye) uygulanmış ve batma alanının çapı ölçülmüştür. Sertlik değeri, uygulanan yükün batma yüzey alanına oranından tespit edilmiş ve kg / mm² birimi ile ifade edilmiştir. HB değerleri, üç deneyin ortalaması kullanılarak hesaplanmış ve sonuçlar Tablo 1'de özetlenmiştir.

3.5 Vickers sertliği (HV)

Diğer sertlik testlerinden daha kolay olan HV testi, HB metoduna bir alternatif olarak Smith ve Sandland (1922) tarafından geliştirilmiştir. Testin basitliği, hesaplamaların, batma ucunun boyutundan bağımsız olması ve uygulanan malzemenin sertliğinin önemsiz olmasından kaynaklanmaktadır. Farklı kayaçlar için kullanılabilen geniş ölçekli HV test cihazı (Mitutoyo) Şekil 1d'de gösterilmiştir. Hazırlanan kayaç örneklerine 1 ila 50 kg arasında değişen yükler 10-15 saniye süreyle uygulanmıştır. Kayaç yüzeyinde kalan izin iki köşegen değeri bir mikroskop ile ölçülmüş ve bu iki değerın ortalaması hesaplanmıştır. HV değeri, yükün (kgf) hesaplanan alana (mm²) bölünmesi ile hesaplanmış değerler Tablo 1'de verilmiştir.

3.6 Batma sertliği (IHI)

IHI testlerini gerçekleştirmek için yükleme sistemi (30 kN kapasiteli) ISRM 1981 prosedürlerine uygun bir nokta yük test aleti kullanılmıştır. Bu cihaz, 60° koni ve 5 mm yarıçapa sahip küresel uçlu bir konik levhaya sahiptir. Deney için, yüksek mukavemetli reçine ile çelik bir çerçeveye yerleştirilen pürüzsüz karot numuneleri (42 mm çap ve 30 mm kalınlık) kullanılmıştır. Nokta yük cihazına penetrasyon ölçümü için manuel bir dial gauge takılmıştır. Disk örnekleri 20 kN'a kadar yüklenmiştir. Göstergeden okunan penetrasyon değerleri her kayaç için üç kez tekrarlanmıştır. Kayaçların IHI değerleri, azami yükü maksimum nüfuz değerlerine (mm) bölmek suretiyle hesaplanmıştır.

3.7 Brazilian dolaylı çekme dayanımı (BTS)

Kayaçların gerilme direncini belirlemek için yaygın olarak kullanılan BTS testi kullanılmıştır. Her kayaç türü için 54 mm çapında ve 27 mm kalınlığında en az yedi karot numunesi kullanılmış ve test ISRM 1981 standardına uygun olarak gerçekleştirilmiştir. Yük, kayaç 5 dakika içerisinde yenilecek şekilde sabit bir hızda sürekli olarak uygulanmıştır.

3.8 P-dalga hızı (V_p)

Kayaç ve betonu mekanik özelliklerinin öngörülebilmesi için kullanılan tahribatsız deneylerden biri V_p deneyidir ve malzemelerin dinamik özelliklerini ölçmek için tasarlanmıştır. Bu test, tahribatsız bir testtir ve alıcı ve verici arasındaki darbe hızını ölçerek gerçekleştirilir. Deney için her iki ucu birbirine paralel ve parlatılmış silindirik kayaç örnekleri kullanılmıştır. Numune ile dönüştürücüler (alıcı ve verici) arasında tam temas sağlamak için jel kullanılmış ve P dalgasının hareket süresi mikro saniye cinsinden kaydedilmiştir. V_p , numune uzunluğunun P dalgasının örneği kat etme süresine bölünmesi ile hesaplanmıştır. Bu deney, her kaya birimi için 3 kez tekrarlanmış ve bu üç değer ortalaması Tablo 1'de verilmiştir.

3.9 Kayaç dayanım katsayısı (CRS)

CRS değeri darbeli matkapların ilerleme oranını hesaplamak için çalışma havası basıncı ile birlikte kullanılabilir. CRS, Protodyakonov testinin bir başka bir versiyonudur ve enerji / birim hacim açısından parçalanmaya karşı direnci ölçer. Test, -25.4 mm+19.1 mm elek aralığından seçilen iki agrega parçasına 63.5 cm'lik bir yükseklikten 2.4 kg'lık bir ağırlık düşürülerek gerçekleştirildi. Bu işlem, aynı

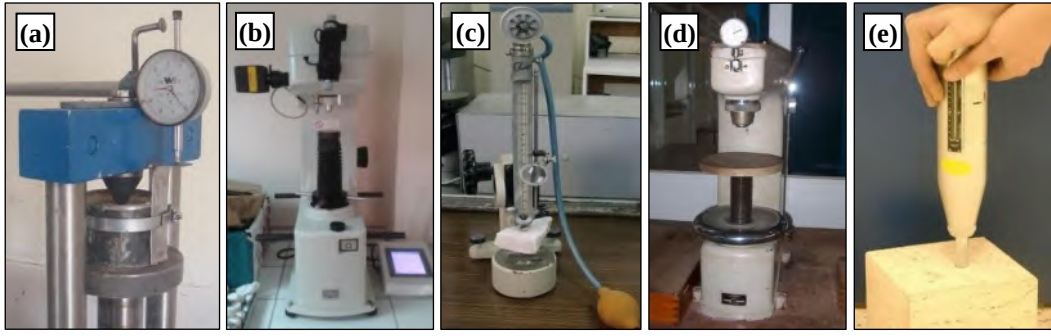
kayaç için farklı darbe sayıları kullanılarak beş kez tekrarlandı. Ezilmiş agrega parçaları, 500 mikron elekten elendi. Beş deneyden hesaplanan en küçük değer o kayacın CRS değeri olarak kabul edilmiştir.

4 İSTATİSTİKSEL ANALİZ VE SONUÇLAR

Kayaç özellikleri arasındaki ilişkileri modellemek için hem basit hem de çoklu regresyon analizleri sıkça kullanılmaktadır. F-testleri ve t-testlerini de kapsayan tüm istatistiksel analizler için SPSS bilgisayar yazılımı kullanılmıştır. Birinci aşamada, üs, üstel, logaritmik ve lineer fonksiyonları kullanarak basit regresyon analizleri yapılmıştır. Analizlerin ikinci aşamasında detayları Tablo 3'te özetlenen bir dizi çoklu regresyon analizi yapılmıştır. Çoklu regresyonlardan elde edilen eşitlikler Eşitlik 11-20'de ve UCS ve E'nin tahmin edilen ve ölçülen değerleri arasındaki ilişkiler ise Şekil 2-11'de gösterilmiştir.

4.1 Basit regresyon analizi

Tablo 2'de detayları verilen basit regresyon analizinde en küçük kareler tekniği kullanılmıştır. En uygun ilişkiyi temsil eden ve yüksek korelasyon katsayısına sahip denklemleri elde etmek için üstel, doğrusal ve logaritmik modeller denenmiştir. Karbonatlı kayaçların bazı sertlik değerleri, bu kayaçların UCS ve E değerleri ile anlamlı korelasyonlar göstermiştir ve denklemlerden elde edilen korelasyon katsayıları 0.55 ile 0.86 arasında değişmektedir. UCS için en yüksek korelasyon katsayısı HV, E için HB deneylerinden elde edilmiştir. En zayıf korelasyonlar SHH deneyine aittir. Elde edilen denklemlerin geçerliliğini kontrol etmek için % 95 güven aralığı kullanılmıştır. Denklemin geçerliliğini belirlemek için F ve t-testleri kullanılmıştır. t-testi, denklemlerin R değerlerinin önem seviyesini belirlemek için kullanılır. Tablo 2 incelendiğinde, hesaplanan t-değerlerinin Eşitlik 1 ve 10 hariç tüm denklemlerin tablo t-değerlerinden daha büyük olduğu görülebilir. Benzer şekilde, tüm t-değerlerinin önem katsayısı 0.05'in altındadır. Bu, kurulan modellerin geçerliliğinin bir göstergesidir. Regresyonların önemini belirlemek için t-testine ek olarak, regresyon varyans analizi kullanıldı. Tablo 2'de gösterildiği gibi, hesaplanan F değerleri tablolanmış F değerlerinden önemli derecede yüksektir. Denklemlerin önemi, F ve t testleri ile teyit edildiğinden, tahmin amaçlı olarak güvenilir bir şekilde kullanılabilirler. Tablo 2'de verilen eşitlikler tek bir bağımsız değişken kullanılarak tahmin edildiğinden, birden fazla bağımsız değişkene sahip denklemlerden daha pratiktir.



Şekil 1. Çalışmada kullanılan sertlik test cihazları a) IHI, b) HV, c) SSH, d) HB ve e) SHH

Tablo 2. Türetilen basit regresyon modellerinin geçerliliği (F-testi ve t-testi).

Eşitlik no	Bağımsız değişken	B (Coeff.)	Std. Error	R ²	t value	Sig.	t-tabulated	F-value	Sig.	F-tabulated
1 (UCS)	ln (SHH)	3.31	0.46	0.676	7.21	0.00		52	0.00	
	Power (Constant)	0.00	0.81		0.56	0.58				
2 (UCS)	SSH	4.38	0.42	0.812	10.38	0.00		108	0.00	
	Linear (Constant)	-123.92	21.13		5.87	0.00				
3 (UCS)	HB	0.60	0.05	0.847	11.77	0.00		138	0.00	
	Linear (Constant)	18.27	7.27		2.51	0.02				
4 (UCS)	HV	0.84	0.07	0.863	12.57	0.00		158	0.00	
	Linear (Constant)	18.89	6.78		2.79	0.01				
5 (UCS)	IHI	11.76	1.62	0.680	7.29	0.00		53	0.00	
	Linear (Constant)	-45.74	19.56		2.34	0.03				
6 (E)	ln (SHH)	41.98	7.29	0.570	5.76	0.00	1.708	33	0.00	4.24
	Logarithmic (Constant)	-143.38	28.29		5.07	0.00				
7 (E)	ln (SSH)	30.65	4.10	0.691	7.47	0.00		56	0.00	
	Logarithmic (Constant)	-99.17	15.90		6.24	0.00				
8 (E)	ln (HB)	0.56	0.07	0.701	7.65	0.00		59	0.00	
	Power (Constant)	1.37	0.46		2.96	0.01				
9 (E)	HV	0.11	0.02	0.622	6.42	0.00		41	0.00	
	Linear (Constant)	9.94	1.76		5.65	0.00				
10 (E)	IHI	1.75	0.28	0.614	6.31	0.00		40	0.00	
	Linear (Constant)	-0.79	3.35		0.24	0.82				

4.2 Çoklu regresyon analizi

UCS ve E'nin tahmin edilebilmesi için yapılan çoklu regresyon çalışmalarında, ortalama sonuçları Tablo 1'de özetlenen farklı parametreler kullanılmıştır. Bağımsız değişkenlerden birinin sertlik testi olması koşuluyla iki, üç ve dört bağımsız değişken kullanılarak çoklu regresyon analizleri yapılmıştır. Çoklu regresyon analizi için sertlik testlerinin yanı sıra bağımsız değişken olarak Vp, BTS ve CRS test değerleri kullanılmıştır. UCS ve E'yi tahmin etmek için, istatistiksel analizle elde edilebilen en güvenilir ve anlamlı çoklu regresyon denklemleri şunlardır:

$$UCS = 1.16SHH + 6.43BTS + 21.57CRS - 58.27 \quad (11)$$

$$UCS = 1.11SSH + 6.03BTS + 18.74CRS - 47.25 \quad (12)$$

$$UCS = 0.29HB + 25.35CRS + 7.74 \quad (13)$$

$$UCS = 0.29HV + 4.6BTS + 5.97Vp + 15.67CRS - 33.52 \quad (14)$$

$$UCS = 2.57IHI + 5.93BTS + 21.82CRS - 27.87 \quad (15)$$

$$E = 0.12SHH + 1.44BTS + 3.03Vp - 14.55 \quad (16)$$

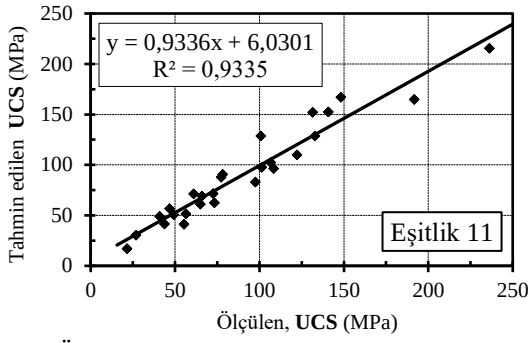
$$E = 0.17SSH + 1.19BTS + 2.76Vp - 13.64 \quad (17)$$

$$E = 0.04HB + 2.66Vp + 2.53CRS - 4.11 \quad (18)$$

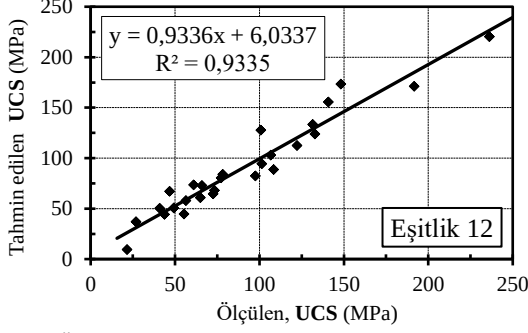
$$E = 0.03HV + 1.12BTS + 3.27Vp - 10.12 \quad (19)$$

$$E = 0.47IHI + 1.24BTS + 2.85Vp - 11.7 \quad (20)$$

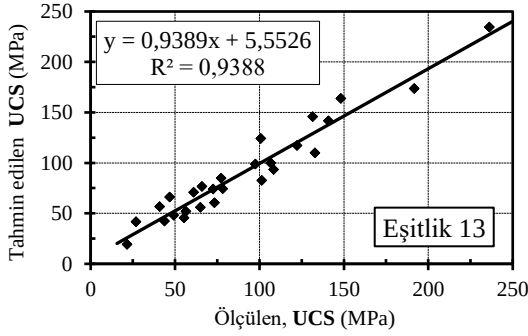
Çoklu regresyon denklemlerini doğrulamak için basit regresyonlarda uygulanana benzer şekilde F ve t-testleri (% 95 güven seviyesi) kullanılmıştır (Tablo 3). Doğrulamanın daha güçlü olabilmesi için çoklu doğrusallık problemi olup olmadığı da incelenmiştir. Çoklu doğrusallık probleminin göstergesi, 10'dan az olması gereken VIF (varyans enflasyon faktörü) değeridir. Gözlemlenen ve tahmin edilen UCS ve E dağılım diyagramları, çoklu regresyonlarda en yüksek katsayıya sahip bazı denklemlerin görmek için çizilmiştir. Şekil 2-11'de gösterilen diyagramlar SHH, SSH, HB, HV ve IHI sertlik yöntemlerini temsil etmektedir. Noktaların her iki bölgede diyagonal çizgiye eşit olarak dağıldığı gerçeği, modellerin güvenilirliğini güçlendirmektedir.



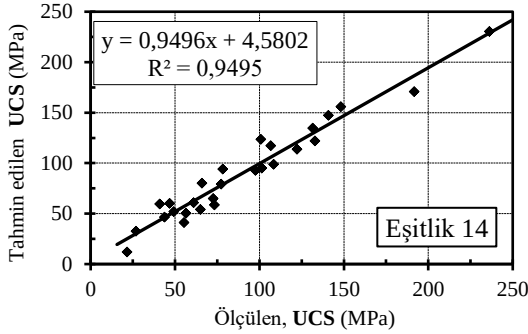
Şekil 2. Ölçülen ve tahmin edilen UCS değerlerinin karşılaştırılması (SHH).



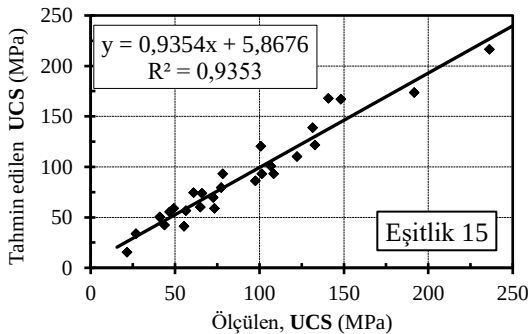
Şekil 3. Ölçülen ve tahmin edilen UCS değerlerinin karşılaştırılması (SSH).



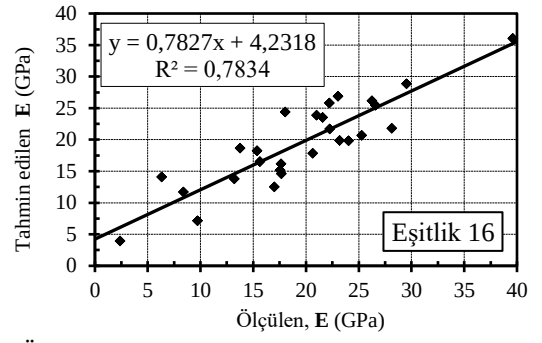
Şekil 4. Ölçülen ve tahmin edilen UCS değerlerinin karşılaştırılması (HB).



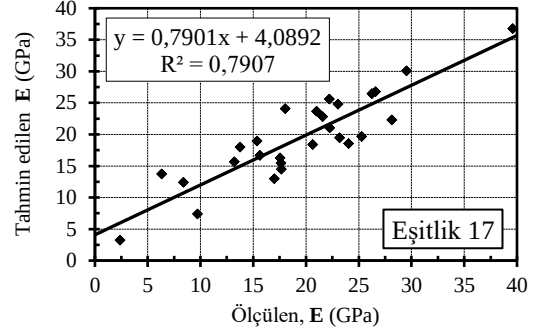
Şekil 5. Ölçülen ve tahmin edilen UCS değerlerinin karşılaştırılması (HV).



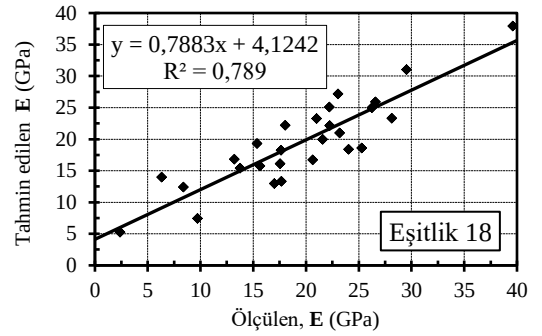
Şekil 6. Ölçülen ve tahmin edilen UCS değerlerinin karşılaştırılması (IHI).



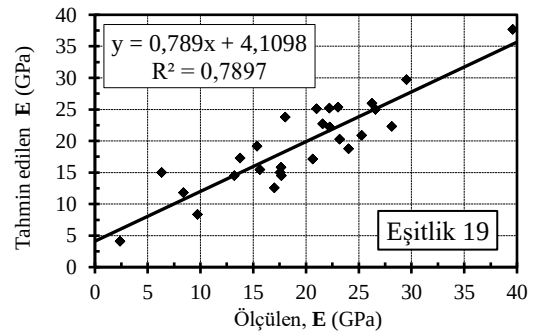
Şekil 7. Ölçülen ve tahmin edilen E değerlerinin karşılaştırılması (SHH).



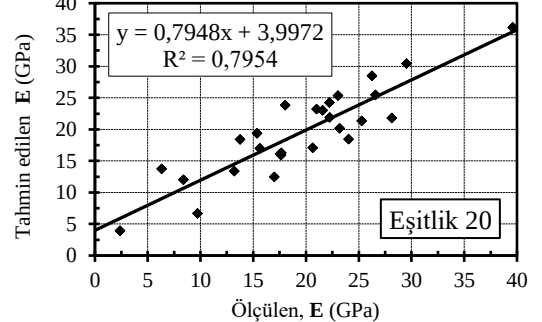
Şekil 8. Ölçülen ve tahmin edilen E değerlerinin karşılaştırılması (SSH).



Şekil 9. Ölçülen ve tahmin edilen E değerlerinin karşılaştırılması (HB).



Şekil 10. Ölçülen ve tahmin edilen E değerlerinin karşılaştırılması (HV).



Şekil 11. Ölçülen ve tahmin edilen E değerlerinin karşılaştırılması (IHI).

Tablo 3. Türetilen çoklu regresyon modellerinin geçerliliği (F-testi ve t-testi).

Eşitlik no	Bağımsız değişken	B (Coeff.)	Std. Error	Adj. R ²	t value	Sig.	t-tabulated	F-value	Sig.	F-tabulated	VIF
11 (UCS)	(Constant)	-58.27	24.70		2.36	0.03					
	SHH	1.16	0.60	0.925	1.92	0.07	1.714	108	0.00	3.03	2.31
	BTS	6.43	1.80		3.58	0.00					4.26
	CRS	21.57	5.39		4.00	0.00					4.86
12 (UCS)	(Constant)	-47.25	19.44		2.43	0.02					
	SSH	1.11	0.58	0.925	1.92	0.07	1.714	108	0.00	3.03	4.89
	BTS	6.03	1.84		3.27	0.00					4.48
	CRS	18.74	6.12		3.06	0.01					6.26
13 (UCS)	(Constant)	7.74	5.01		1.55	0.14					
	HB	0.29	0.06	0.934	4.88	0.00	1.711	184	0.00	3.40	3.38
	CRS	25.35	4.22		6.01	0.00					3.38
14 (UCS)	(Constant)	-33.52	17.07		1.96	0.06					
	HV	0.29	0.10		2.85	0.01					5.64
	BTS	4.60	1.78	0.940	2.58	0.02	1.717	104	0.00	2.82	5.28
	Vp	5.97	3.29		1.81	0.08					1.49
	CRS	15.67	5.30		2.96	0.01					5.92
15 (UCS)	(Constant)	-27.87	10.58		2.63	0.01					
	IHI	2.57	1.22	0.927	2.11	0.05	1.714	111	0.00	3.03	2.62
	BTS	5.93	1.82		3.26	0.00					4.49
	CRS	21.82	5.22		4.18	0.00					4.69
16 (E)	(Constant)	-14.55	6.22		2.34	0.03					
	SHH	0.12	0.19	0.755	0.61	0.55	1.714	28	0.00	3.03	2.92
	BTS	1.44	0.34		4.18	0.00					1.97
	Vp	3.03	1.20		2.52	0.02					1.99
17 (E)	(Constant)	-13.64	4.88		-2.79	0.01					
	SSH	0.17	0.16	0.764	1.10	0.28	1.714	29	0.00	3.03	4.63
	BTS	1.19	0.44		2.70	0.01					3.32
	Vp	2.76	1.16		2.38	0.03					1.92
18 (E)	(Constant)	-4.11	5.03		0.82	0.42					
	HB	0.04	0.02	0.761	1.92	0.07	1.714	29	0.00	3.03	3.52
	Vp	2.66	1.05		2.53	0.02					1.55
	CRS	2.53	1.28		1.98	0.06					3.54
19 (E)	(Constant)	-10.12	5.06		2.00	0.06					
	HV	0.03	0.03	0.762	1.04	0.31	1.714	29	0.00	3.03	4.39
	BTS	1.12	0.50		2.24	0.04					4.33
	Vp	3.27	0.99		3.32	0.00					1.38
20 (E)	(Constant)	-11.70	4.63		2.52	0.02					
	IHI	0.47	0.35	0.769	1.33	0.20	1.714	30	0.00	3.03	2.84
	BTS	1.24	0.36		3.42	0.00					2.33
	Vp	2.85	1.06		2.69	0.01					1.64

Şekiller detaylı incelendiğinde çoklu tahmin modellerinin basit regresyon denklemlerinden daha güvenilir olduğu görülecektir. Tablo 3'ten görülebileceği gibi, çoklu regresyonların tümü, varyans analizinde (F-testi) % 95 güven düzeyinde başarılıdır. Benzer bir durum t-testleri için de geçerlidir. Bununla birlikte, Eşitlik 13, 16-20'de bir tane t-değeri tablo değerden düşüktür. Bu durum, yüksek korelasyon katsayısına sahip olmasına rağmen, kurulan modelde bazı şüphelerin olduğunun bir işaretidir. Çoklu regresyon analizlerinden elde edilen eşitlikler ve bunlara ait güvenilirlik analizleri detaylı olarak incelendiğinde UCS'nin tahmininde en güvenilir sonuçlar ve yüksek korelasyon katsayıları sırasıyla Eşitlik 14 ve 15'den elde edilmiştir. E için bu durumu sağlayan eşitlikler ise Eşitlik 20 ve 17'dir. Ayrıntılı analizler, çoklu denklemlerin önemli bir bölümünün kayaç dayanımının tahmini için kullanılabileceğini göstermiştir. Çoklu regresyon denklemlerinde

birden fazla bağımsız değişken modele girdiğinden, tahmin yetenekleri ve korelasyon katsayıları basit modellerden daha güçlüdür.

5 SONUÇLAR

Bu çalışma, literatürde çok karşılaşılmayan sertlik testleri ile UCS ve E arasındaki ilişkilere katkı amacıyla gerçekleştirilmiştir. Çalışmada, karbonatlı kayaçların farklı sertlik testleri ve bazı mühendislik özellikleri test edilmiştir ve çoklu-basit regresyon analizlerinden çıkarılan sonuçlar aşağıdaki maddelerde özetlenmiştir.

- Basit regresyon analiz sonuçlarına göre sertlik testlerinin UCS ile ilişkileri E'ye göre daha yüksek korelasyon katsayısına sahiptir.
- Denklemler F ve t-testleri ile doğrulanmıştır. Sonuçlar, sertlik testlerinin UCS ve E'yi tahmin etmek için sıklıkla kullanılan BTS ve Vp gibi indeks

özellikleri kadar iyi ve güvenilir olduğunu göstermektedir.

- Kayaç özellikleri ile ilgili birden fazla test verisi varsa, çoklu regresyon teknikleri kullanılarak üretilen denklemler UCS ve E'yi tahmin etmek için kullanılabilir. İki parametrenin korelasyonundan elde edilen basit regresyon denklemleri, tahmini amaçlar için kullanıldığında yeterince pratik ve güvenilirirdir. Bununla birlikte, daha kesin tahmin için iki veya daha fazla bağımsız değişkenin kullanıldığı çoklu regresyon denklemleri kullanılabilir.

- Kayaçların mühendislik özelliklerini değerlendirmek için sertlik testleri kullanılacak ise gözeneklilik, yoğunluk ve doku gibi bazı parametrelerin dikkate alınmasında fayda vardır.

- Sonuç olarak, çok sayıda karbonatlı kayaçtan türetilen bu denklemler, güvenilir ve anlamlı ilişkileri temsil eder, ancak farklı özelliklere sahip kayaçlarda kullanıldığında özen gösterilmelidir. Bu makale kapsamında değerlendirilen parametreler, mühendislik girişimlerinde sıkça rastlanan farklı kayaçlar üzerinde de gerçekleştirilmelidir.

- Hem sertlik deneylerinde hem de diğer indeks deneylerinde oldukça küçük boyutlu kayaç ya da agrega parçaları kullanılmaktadır. Yöntemler oldukça pratiktir. Sedimanter kayaçların UCS ve E gibi önemli mekanik özelliklerinin belirlenmesinin çok mümkün olmadığı durumlarda bu çalışmada ortaya konulan eşitliklerin güvenilir bir şekilde kullanılması mümkündür.

KAYNAKLAR

Altindag R, Guney A. ISRM suggested method for determining Shore hardness value for rock. *Int J Rock Mech Min Sci* 2006; 43(1): 19-22.

Andreev GE. A review of the Brazilian test for rock tensile strength determination. Part I: calculation formula. *Min Sci Technol* 1991; 13(3): 445-456.

Atkinson T, Cassapi VB, and Singh RN. Assessment of abrasive wear resistance potential in rock excavation machinery. *International Journal of Mining and Geological Engineering* 1986; 4(2): 151-163.

Aufmuth RE. A systematic determination of engineering criteria for rocks. *Bull Assoc Eng Geol* 1973; 11: 235-245.

Babuska V, Pros Z. Velocity anisotropy in granodiorite and quartzite due to the distribution of microcracks. *Geophys J R Astron Soc* 1984; 76(1): 121-127.

Baykasoğlu A, Güllü H, Çanakçı H, Özbakır L. Prediction of compressive and tensile strength of limestone via genetic programming. *Expert Syst Appl* 2008; 35(1): 111-123.

Birch F. The velocity of compressional waves in rocks 10 kbars: Part 1 *J Geophys Res* 1960; 65(4): 1083-1102.

Boutrid A, Bensehamdi S, Chaib R. Investigation into Brinell hardness test applied to rocks. *World Journal of Engineering* 2013; 10(4): 367-380.

Chen CS, Pan E, Amadei B. Determination of deformability and tensile strength of anisotropic rock using Brazilian tests. *Int J Rock Mech Min Sci* 1998; 35(1): 43-61.

Claesson J, Bohloli B. Brazilian test: stress field and tensile strength of anisotropic rocks using an analytical solution. *Int J Rock Mech Min Sci* 2002; 39(8): 991-1004.

Copur C, Bilgin N, Tuncdemir H, Balci C. A set of indices based on indentation tests for assessment of rock cutting performance and rock properties. *Journal of the S. African Inst. of Mining and Metallurgy* 2003;103(9): 589-599.

Çanakci H, Pala M. Tensile strength of basalt from a neural network. *Eng Geol* 2007; 94(1): 10-18.

Çobanoğlu İ, Çelik SB. Estimation of uniaxial compressive strength from point load strength, Schmidt hardness and P-wave velocity. *Bull Eng Geol Environ* 2008; 67:491-498.

Deere DU, Miller RP. Engineering classification and index properties for intact rocks. *Tech. Report. Air Force Weapons Lab. New Mexico, No. AFNL-TR 1966; 65-116.*

Inoue M, Ohomi M. Relation between Uniaxial compressive strength and elastic wave velocity of soft rock. IN: Akai K, Mayashi M, Nishimatsu Y, editors. *Proceeding of the Int. Symposium on Weak Rock, Tokyo, 1981. p. 9-13.*

Diamantis K, Gartzos E, Migiros G. Study on uniaxial compressive strength, point load strength index, dynamic and physical properties of serpentinites from Central Greece: test results and empirical relations. *Eng Geol* 2009; 108:199-207.

Diñçer İ, Acar A, Ural S. Estimation of strength and deformation properties of quaternary caliche deposits. *Bull Eng Geol Environ* 2008; 67:353-366.

Gaviglio P. Longitudinal waves propagation in a limestone: the relationship between velocity and density. *Rock Mech Rock Eng* 1989; 22(4): 299-306.

Ghose AK, Chakraborti S. Empirical strength indices of Indian coals-an investigation. In: *Proceedings of 27th US Symp on Rock Mechanics. Balkema, Rotterdam, 1986; pp 59-61.*

Griffith JH. Physical properties of typical American rocks. *Iowa Engineering Experiment Station Bulletin* 131; 1937.

Haftani M, Bohloli B, Moosavi M, Nouri A, Moradi M, Javan MRM. A new method for correlating rock strength to indentation tests. *Journal of Petroleum Science and Engineering* 2013; 112: 24-31.

Haramy KY, De Marco MJ. Use of Schmidt hammer for rock and coal testing. In: *26th US Symp on Rock Mechanics, 26-28 June, Rapid City, Balkema, Rotterdam, 1985; pp 549-555.*

Holmgeirsdottir TH, Thomas PR. Use of the D-762 shore hardness scleroscope for testing small rock volumes. *Int J Rock Mech Min Sci* 1998; 35(1): 85-92.

ISRM, 1981. Rock characterization, testing and monitoring – Commission on standardization laboratory and field results. Suggested methods for determining hardness and abrasiveness of rocks. Part 4, p:102-103, Pergamon, Oxford.

Jamshidi A, Nikudel MR, Khamsehchiyan M, Sahamieh RZ, Abdi Y. A correlation between P-wave velocity and Schmidt hardness with mechanical properties of travertine building stones. *Arab J Geosci* 2016; 9(10): 568.

- Kahraman S, Fener M, Kozman E. Predicting the compressive and tensile strength of rocks from indentation hardness index. *Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy*; 2012; 112(5): 331-339.
- Katz O, Reches Z, Roegiers JC. Evaluation of mechanical rock properties using a Schmidt Hammer. *Int J Rock Mech Min Sci* 2000; 37(4): 723-728.
- Kılıç A, Teymen A. Determination of mechanical properties of rocks using simple methods. *Bull Eng Geol Environ* 2008; 67(2): 237-244.
- King MS, Chaudhry NA, Shakeel A. Experimental ultrasonic velocities and permeability for sandstones with aligned cracks. *Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr* 1995; 32(2): 155-163.
- Koncagül EC, Santi PM. Predicting the unconfined compressive strength of the Breathitt shale using slake durability, Shore hardness and rock structural properties. *Int J Rock Mech Min Sci* 1999; 36 (2):139-153.
- Kurtuluş C, Sertçelik F, Sertçelik I. Correlating physico-mechanical properties of intact rocks with P-wave velocity. *Acta Geodaetica et Geophysica* 2016;51(3): 571-582.
- Mateus J, Saavedra N, Carrillo ZC, Mateus D. Correlation development between indentation parameters and uniaxial compressive strength for Colombian sandstones. *CT&F-Ciencia, Tecnología y Futuro*, 2007; 3(3): 125-136.
- Mccann DM, Culshaw MG, Northmore KJ. Rock mass assessment from seismic measurements. In: Bell, Culshaw, Cripps, Coffey (eds) *Fields testing in Eng Geol*, Geol. Soc. Eng. Ape. Pub. 1990; 6(1): 257-266.
- Minaeian B, Ahangari K. Estimation of uniaxial compressive strength based on P-wave and Schmidt hammer rebound using statistical method. *Arab J Geosci* 2013; 6(6):1925-1931.
- Pang SS, Goldsmith W, Hood M. A force-indentation model for brittle rocks. *Rock Mech Rock Eng* 1989; 22(2):127-148.
- Rabia H, Brook N. The Shore hardness of rock. Technical Note, *Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abst* 1978; 16: 335-336.
- Sachpazis CI. Correlating Schmidt hardness with compressive strength and Young's modulus of carbonate rocks. *Bull Int Assoc Eng Geol* 1990; 42(1): 75-83.
- Sharma PK, Singh TN. A correlation between P-wave velocity, impact strength index, slake durability index and uniaxial compressive strength. *Bull Eng Geol Environ* 2008; 67(1):17-22.
- Shorey PR, Barat D, Das MN, Mukherjee KP, Singh B. Schmidt hammer rebound data for estimation of largescale in situ coal strength. *Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr* 1984; 21(1): 39-42.
- Singh RN, Hassani FP, Elkington PAS. 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*, 1983; pp.599-609.
- Singh TN, Dubey RK. A study of transmission velocity of primary wave (P-wave) in Coal Measures sandstone. *J Sci Ind Res* 2000; 59: 482-486.
- Singh TN, Kanchan R, Saigal K, Verma AK. Prediction of P-wave velocity and anisotropic properties of rock using Artificial Neural Networks technique. *J Sci Ind Res* 2004; 63(1): 32-38.
- Smith RL, Sandland GE. An accurate method of determining the hardness of metals, with particular reference to those of a high degree of hardness. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* 1922; 102(1): 623-641.
- Song I, Suh M, Woo YK, Hao T. Determination of the elastic modulus of foliated rocks from ultrasonic velocity measurements. *Eng Geol* 2004; 72(3): 293-308.
- Szwedzicki T. Indentation hardness testing of rock. *Int J Rock Mech Min Sci* 1998; 35(6): 825-829.
- Tercan AE, Ozcelik Y. Canonical ridge correlation of mechanical and engineering index properties. *Int J Rock Mech Min Sci* 2006; 43(1): 58-65.
- Tiryaki B. Predicting intact rock strength for mechanical excavation using multivariate statistics, artificial neural networks, and regression trees. *Eng Geol* 2008; 99(1): 51-60.
- Torabi SR, Ataei M, Javanshir M. Application of Schmidt rebound number for estimating rock strength under specific geological conditions. *Journal of Mining and Environment* 2011; 1(2): 1-8.
- Tugrul A, Zarif IH. Correlation of mineralogical and textural characteristics with engineering properties of selected granitic rocks from Turkey. *Eng Geol* 1999; 51:303-317.
- Tumac D, Bilgin N, Feridunoglu C, Ergin H. Estimation of rock cuttability from shore hardness and compressive strength properties. *Rock Mech Rock Eng* 2007; 40 (5): 477-490.
- Vervaal W, Mulder A. Estimating rock strength with the equotip hardness tester. *Int J Rock Mech* 1993; 30(6): 659-662.
- Wang QZ, Jia XM, Kou SQ, Zhang ZX, Lindqvist PA. The flattened Brazilian disc specimen used for testing elastic modulus, tensile strength and fracture toughness of brittle rocks: analytical and numerical results. *Int J Rock Mech Min* 2004; 41(2): 245-253.
- Wuerker R. The status of testing strength of rock. *Trans. Min. Eng. AIME* 1953; 1108-1113.
- Yagiz S. Assessment of brittleness using rock strength and density with punch penetration test. *Tunn Undergr Sp Tech* 2009; 24(1): 66-74.
- Yagiz S. P-wave velocity test for assessment of geotechnical properties of some rock materials. *Bull Mater Sci* 2011; 34(4):947-953.
- Yasar E, Erdogan Y. Estimation of rock physicomechanical properties using hardness methods. *Eng Geol* 2004; 71(3), 281-288.
- Yilmaz I, Sendir H. Correlation of Schmidt hardness with unconfined compressive strength and Young's modulus in gypsum from Sivas (Turkey) *Eng Geol* 2002; 66(3): 211-219.

Influence of mineral content on rock durability in acidic environments

D. Fereidooni^{1*}, M.H. Ghobadi²

1. School of Earth Sciences, Damghan University, Damghan, Semnan, Iran

d.fereidooni@du.ac.ir

2. Department of Geology, Bu-Ali Sina University, Hamedan, Iran

ABSTRACT: For assessing mineralogical composition influence on rock durability, four hornfelsic rock samples were selected from southern and western parts of the city of Hamedan, western Iran. The samples were subjected to mineralogical and physical tests in the laboratory. Also, they were evaluated in fifteen cycles of slake-durability test in sulphuric acid solutions with different pH and X-ray diffraction (XRD) analyses after the test's cycles. Type and amount of minerals, their density and hardness had influences on slake-durability index of the tested rocks, so that the presence of dense and insoluble minerals in the rocks, increases the slake-durability index. On the other hand, hard minerals decrease the parameter. Weight loss of the rock samples at initial cycles was found to be higher than the end test's cycles. Based on XRD analyses, initial minerals in the fresh samples were not exchanged by secondary minerals such as clay minerals during the test.

KEYWORDS: Hornfels, Durability, pH, XRD, Weathering

1. INTRODUCTION

Perhaps one of the major problems for application of different rocks as construction materials and foundation purposes is their susceptibility to degradation or chemical weathering. Weathering is an important geological and engineering geological process resulting in a change in the physical and chemical properties of unweathered rocks once they are exposed to air (Oyama and Chigira, 1999). In other words, weathering can induce a rapid change of rock material from initial properties to soil-like properties. This means that natural weathering processes can lead to the transformation of primary minerals into secondary crystalline and amorphous products (Schiavon, 2007). Therefore, the weathering process is divided into physical and chemical types according to the changes of the rock's mineralogical compositions. According to Topal and Sozmen (2003), chemical weathering of rocks may cause changes in initial elemental concentrations by leaching and enrichment. Rainfall and availability of water, apart from temperature, are the important factors that influence the intensity of chemical weathering (Sajinkumar et al. 2011). In addition, other environmental factors such as hydrosphere, topographical and climatic conditions have an important effect on the weathering process of rock materials (Erguler, 2009).

The sensitivity of a rock type against weatherability and the rate of occurrence of such a change can be described by a durability parameter, such as the slake-durability index (Ulusay and Sonmez, 2000). The degradation and weathering of rocks are extensive especially in rocks placed in areas where

they are subjected to constant wetting and drying (Yavuz, 2006) and where air pollution is heavy. Also, the rate and nature of chemical weathering is governed by many variables such as parent-rock type, topography, leaching conditions and biological activities (Lee et al. 2008).

Recent urban development and industrialization of cities have changed most environmental conditions. Atmospheric pollutions and the increase in SO₂ and NO_x gases can be the result of the rise in fossil fuel combustion. These gases combined with water present in the atmosphere will cause a reaction which is rainfall pH occasionally dropping to below 5 values. Furthermore, the produced sulfuric and nitric acid solutions are important agents in degradation of ancient building stones especially those with carbonate minerals (Ghobadi and Momeni, 2011).

An increasing use of hornfelsic rocks as construction stones has highlighted the importance of these materials as an engineering resource. These rocks were used as foundation, kerb, pavement and facade stones on a various engineering projects. Hornfelsic rocks generally have high strength, but when using these rocks as construction materials, the most important aspect to be considered is their degradation mechanism and chemical weathering potential.

Hamedan is one of the most important cities of Iran where hornfelsic rocks have had a presence due to the injection of Alvand batholiths into Hamedan Jurassic schists. Recent developments and industrialization of this city has caused air pollution and acidic rainfalls which have resulted in weathering of different rocks. In this research, we simulated natural conditions in the laboratory and are attempted to report the

deterioration and weathering mechanism of hornfelsic rocks in this region.

2. SITE DESCRIPTION AND GEOLOGY

In order to determine the effect of acidic rainfalls on weathering and degradation mechanism of the hornfelsic rocks, the southern and western parts of the city of Hamedan were selected as the study area (Fig. 1). This region has an irregular morphology related to its geological history, tectonics and lithology. The geological conditions of the study area, with a longitude of 48° 10' E to 48° 35' E and a latitude of 34° 30' N to 34° 52' N, is one of the most important and interesting plutonic rock masses with its metamorphic aureole rocks in the earth crust of Iran. This granitic rock mass, called Alvand, is bordered from north and east to Hamedan, from south to Touyserkan and from north-west to Assad-Abad. It covers an area of about 400 km² which makes the largest plutonic rock mass in Iran.

The metamorphic rocks around this granitic rock mass are pelitic hornfelsic rocks such as garnet hornfels, sillimanite hornfels, kyanite hornfels and staurolite hornfels. The geology deposits, closing the north and east side of the study area, are the quaternary alluvial. The study area has an elevation of 1950 m above sea level and it has typical continental climate. Summers are warm and dry, whereas winters are cold with high snowfalls, and springs are rainy.

Sampling locations were Heydareh village (HYD), Abbas-Abad valley (ABS), Cheshmeh-Malek village (CMM) and Faghireh village (FAG) in the vicinity of Hamedan which are shown on the geological map of the region.

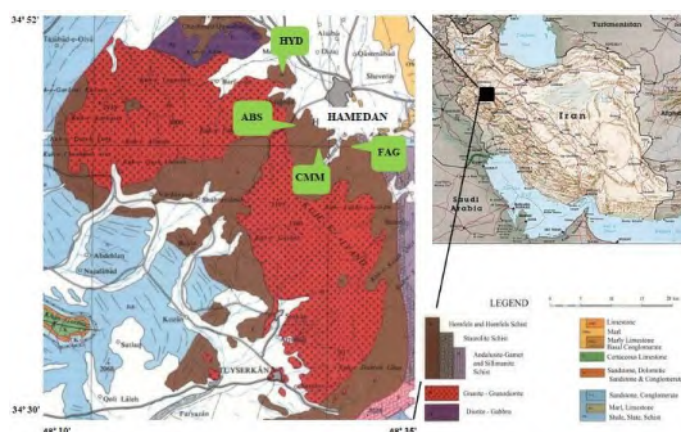


Fig. 1 Geological map of the study area and location of sampling

3. METHODS AND MATERIALS

In this research, the used samples were hornfelsic rocks collected from the southern and western parts of the city of Hamedan. These locations were

Heydareh (HYD), Abbas-Abad (ABS), Cheshmeh-Malek (CMM) and Faghireh (FAG). During the field investigation lithological and structural characteristics of the hornfelses were determined and sampling was done in the site of road cuttings or foundation excavations.

Degradation mechanisms and strength parameters of the hornfelsic rocks affected by acidic rainfalls were investigated through physical and mechanical properties (density, water absorption, porosity, P wave velocity and UCS), optical microscopy, X-ray diffractometry (XRD) and some index parameters. Accelerated weathering tests such as wetting-drying was performed, and durability assessment methods were used to predict the durability of the hornfelsic rocks at 15 cycles in natural water and sulfuric acid solutions with different pH.

Polished thin sections were prepared for optical microscopic observations to identify the mineral composition and texture of the rock samples. XRD analysis was performed for fresh rocks and cycle powders as well as clay fractions (< 2 mm in size) separated from rock powders. The powdered rock samples were radiated to determine their mineral composition.

4. RESULTS

The hornfelsic rock samples were tested under laboratory conditions and their different properties were estimated as follows:

4.1 Petrographical and Mineralogical properties

Standard petrographic thin sections were prepared from the rock block samples. The mineralogical study of the thin sections showed that the pelitic hornfelsic rocks were commonly composed of quartz, biotite, muscovite, garnet, sillimanite, kyanite, Staurolite, graphite and other fine cryptocrystalline matrix materials. Garnet, sillimanite, kyanite, Staurolite and graphite crystallize in metamorphic conditions. The composition and texture of the rocks were porphyroblastic pelitic hornfels. Therefore, the rock textures could be divided into two components: porphyroblasts and matrix. Garnet, Kyanite, Staurolite and Sillimanite porphyroblasts were the dominant types, ranging in size from 0.5 to 2 mm (Fig. 2). The matrix was characterized by 100- μ m-wide minerals of quartz, biotite and muscovite (50-100 μ m dimensions). This pattern defined a fabric characteristic of contact metamorphic rocks. The quartz in the matrix of the rocks was generally less than 70 μ m in any dimension and did not exhibit well defined grain boundaries with either white mica or other quartz grains. Graphite occurred at a 400- μ m-length, distributing throughout the matrix in CMM sample. Table 1 is a summary of the modal abundance

of the minerals and Fig. 2 shows macroscopic and microscopic fabric images of the hornfels in the study area that also indicate Mineral composition of the rock samples.

Table 1 Mineral composition of the rock samples

Rock mark	Rock type	Minerals contents (%)							
		Qt	Bt	Mt.	Gt	Slt.	Kt	St.	Gph
		Z.	.		.		.		t.
HYD	Hornfels	35	30	5	10	20	-	-	-
ABS	Hornfels	32	20	8	15	5	15	5	-
CMM	Hornfels	25	25	5	15	-	-	-	30
FAG	Hornfels	40	25	11	11	-	7	5	-

Note: Qtz. Quartz, Bt. Biotite, Mt. Muscovite, Gt. Garnet, Slt. Sillimanite, Kt. Kyanite, St. Staurolite, Gph. Graphite

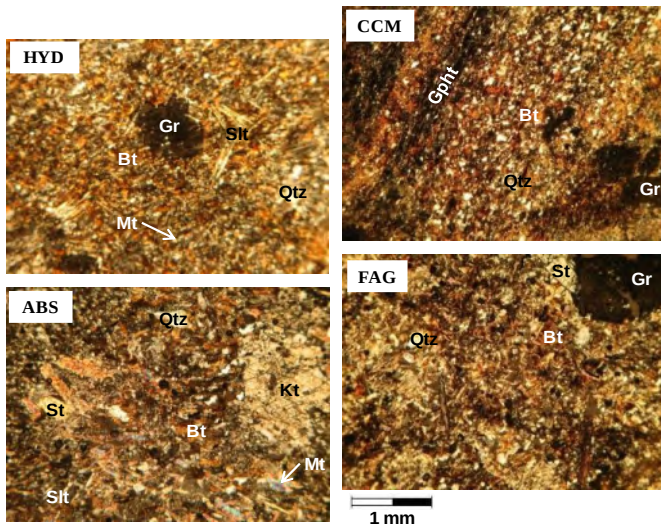


Fig. 2 Microscopic fabric images of the rock samples

4.2 Physical and mechanical properties

Physical properties of the rock samples, namely dry and saturated unit weights (γ_d and γ_{sat}), water absorption (W_a), porosity (n), void ratio (e) and specific gravity (G_s) were determined using the standard testing methods suggested by the International Society for Rock Mechanics (ISRM, 1981). For this purpose, the block samples that were taken during the field investigation were used and five sets of experiments were performed on each rock sample. Table 2 show average values of the parameters for different tested samples.

Table 2 Physical properties of tested samples

Sample	γ_d (g/cm ³)	γ_{sat} (g/cm ³)	G_s	n (%)	W_a (%)
HYD	2.85	2.87	2.90	2.00	0.70
ABS	2.85	2.86	2.87	0.92	0.32
CMM	2.81	2.82	2.84	0.97	0.35
FAG	2.78	2.81	2.86	2.78	1.00

4.3 Slake-durability test

It is well known that slake-durability of rocks is an important consideration in evaluating the engineering

behavior of rock-masses and rock-materials in geotechnical practices (Franklin and Chandra, 1971; Rodrigues, 1991; Dick and Shakoar, 1995; Gokceoglu et al. 2000; Dhakal et al. 2002). The durability of a stone is a measure of its ability to resist weathering and so to retain its original size, shape, strength, and appearance over an extensive period of time (Sims, 1991; Bell, 1993). This property represents the degradability of rocks due to the process of chemical and mechanical breakdown as in exfoliation, hydration, solution, oxidation, and abrasion (Gupta and Ahmed, 2007) and it is closely related to the mineralogical composition of rocks.

This test was carried out for the samples using the standard testing method developed by Franklin and Chandra (1971) recommended by ISRM (1981) and standardized by ASTM (1990). To perform the test, rock lumps (10 pieces of about 40-60 g each) (Fig. 3) were prepared and rotated for 10 min in a test drum made of a standard sieve mesh so that the products of slaking were finer than 2 mm and could pass through the drum into the water bath. The drum was half immersed in a slaking solution bath at 20° C. The slake durability index (Id) corresponding to each cycle was calculated as the percentage ratio of final to initial dry weights of rock in the drum after the drying and wetting cycles.

In most studies carried out by different researchers, the assessment of durability is based on the second-cycle slake durability index. However, some researchers such as Bell et al. (1997) and Gokceoglu et al. (2000) emphasized that two-cycle slake durability testing did not appear to offer an acceptable indication of rocks. In this research, in order to understand the effect of acidic solutions on degradability of Hamedan hornfelsic rocks, the slake durability test was carried out on four types of rocks up to 15 cycles in different pH conditions. The used slaking solutions were natural water with pH=7 of the region and sulfuric acidic solutions with pH=2, 4 and 5.5 prepared in the laboratory. After the slake durability test was carried out for the samples, the related curves were drawn. Fig. 4 shows the effects of the wetting-drying cycles on variation of weight loss of the samples in different pH conditions. It should be noted that with an increase in the number of cycles, the rate of the weight loss decreases for all samples. Maximum weight loss was obtained from the FAG sample whereas its minimum was detected in the CMM sample. The influence of the number of slaking cycles on slake durability index in different pH conditions is shown in Fig. 5. Similar to weight loss, the decrease rate of durability index at the initial cycles is higher than the end cycles. Fig. 6 shows a comparative diagram of slake durability index for cycle 15 in different pH conditions. Based on this figure after cycle 15, maximum durability index obtained from the CMM sample compared to the

FAG sample which indicated the minimum durability index. HYD and ABS samples have a middle range of durability index.

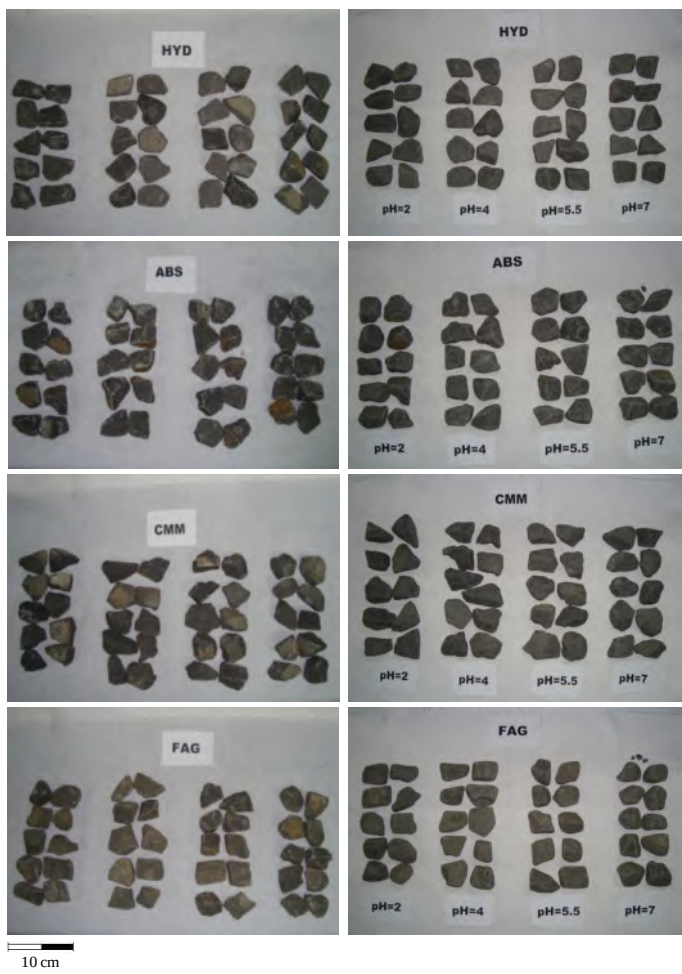


Fig. 3 Prepared rock lumps before slake durability test (left) and after cycle 15 (right)

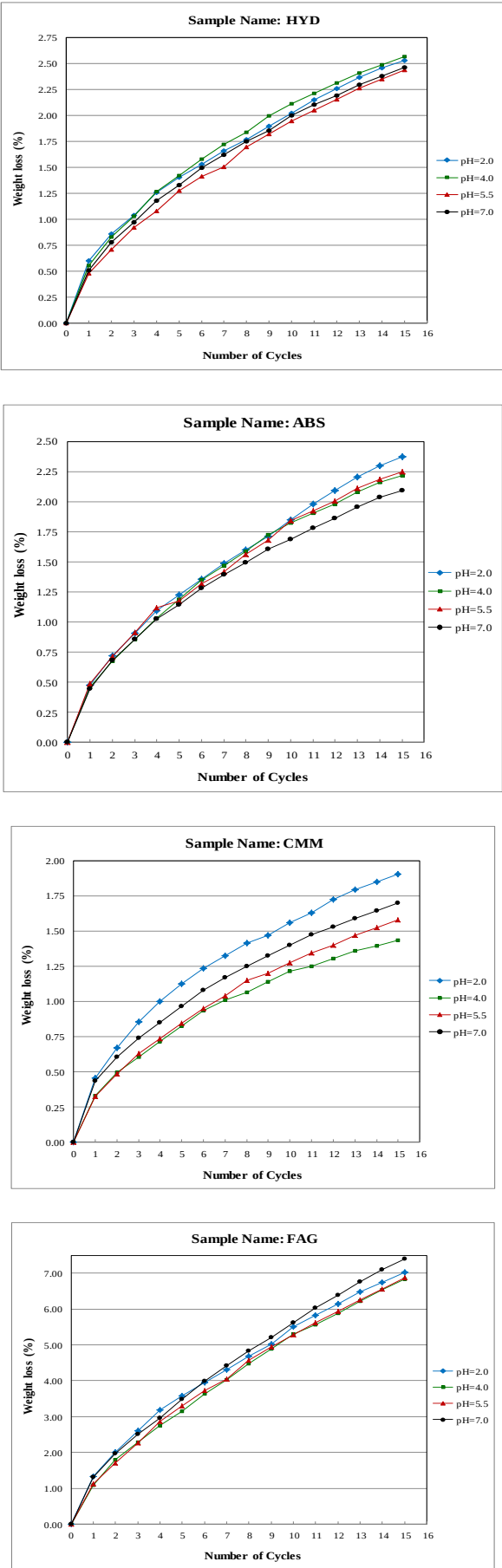


Fig. 4 The effect of wetting-drying cycles on variation of weight loss of the samples

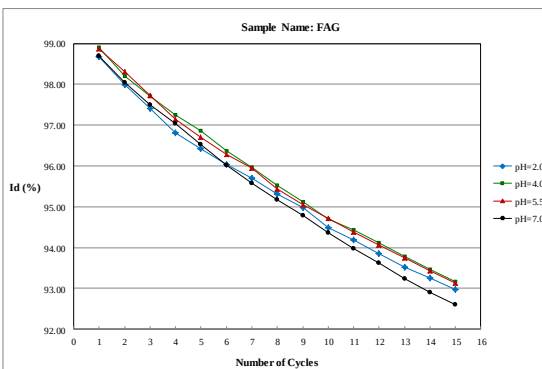
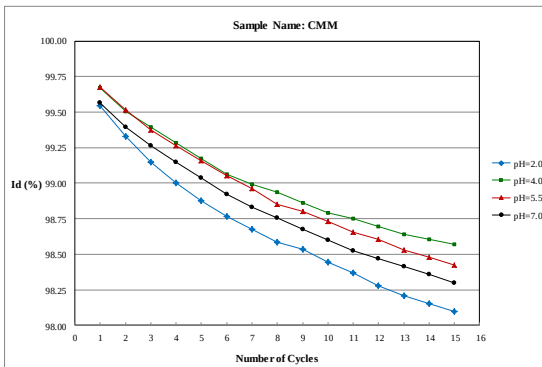
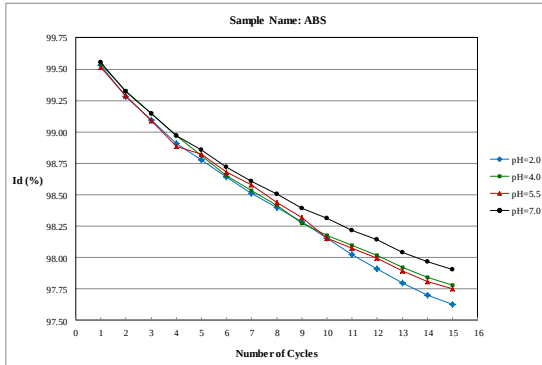
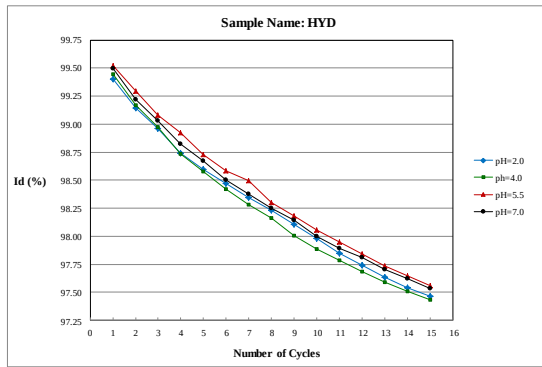


Fig. 5 Influence of the number of slaking cycles on slake durability index in different pH conditions

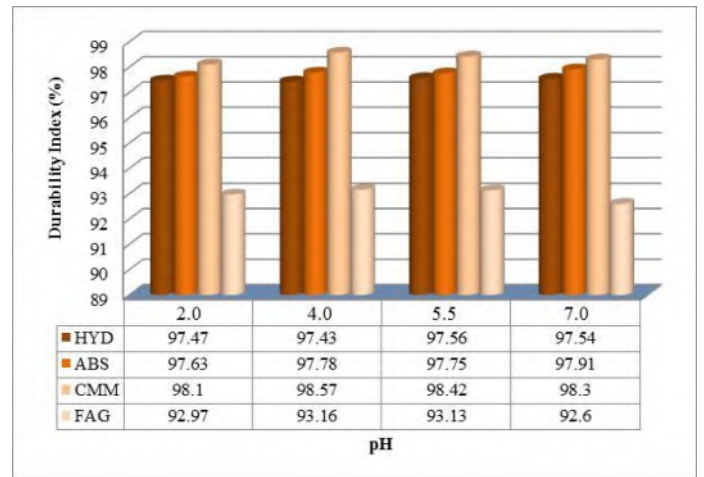
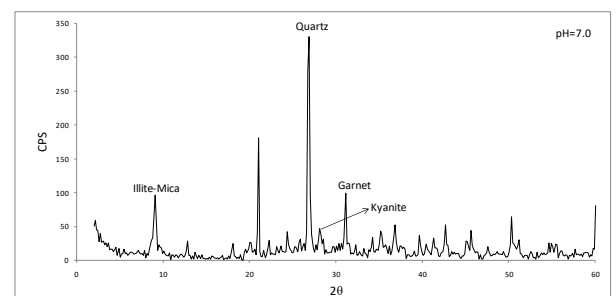
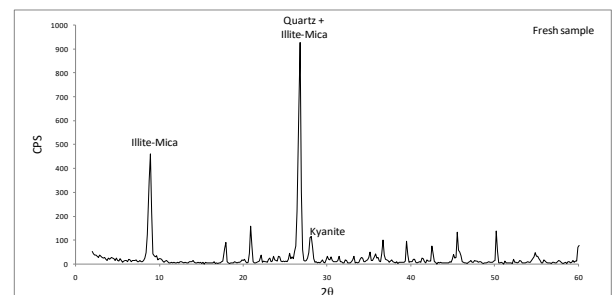


Fig. 6 Comparative diagram of slake durability index for cycle 15 in different pH conditions

4.4 XRD results

X-ray diffraction (XRD) analysis was conducted and compositions of the samples were determined in the 2θ range of 2° to 60° . The degree of quartz crystallinity was evaluated in the 2θ range of 25° to 28° . The mineral composition of the fresh rocks and the other samples under the durability test were fairly similar. The results contain a large amount of quartz and Illite-Mica and a small amount of metamorphic minerals such as Garnet, Sillimanite, Kyanite and Graphite representing the matrix fraction of the rock for all samples. The diffractograms for each sample were different only in the intensity of the peaks, but they didn't indicate an increase and/or a decrease trend. This means that pH had no effect on chemical weathering of the rock's minerals. The diffractograms of fresh rocks of ABS samples after cycle number 2 are selected as an example and are shown in Fig. 7.



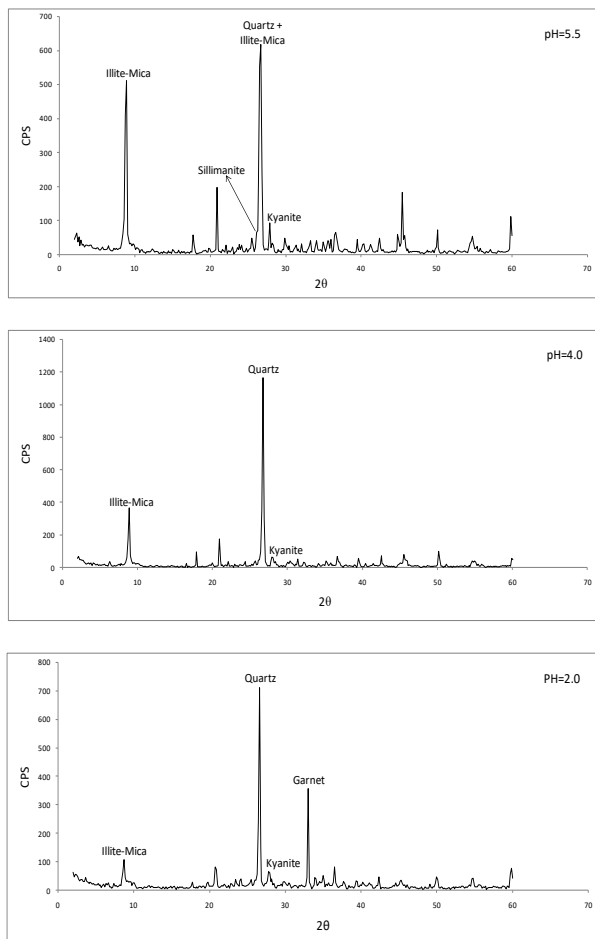


Fig. 7 Diffractograms of ABS fresh sample and samples under slake-durability test at different pH

5 DISCUSSIONS

In this research, mineralogical examinations and slake-durability tests for hornfelsic rocks from Hamedan were performed in order to assess the slake-durability and rock weathering process of these rocks as well as to understand the relationship between mineralogy, durability and strength.

The assessment of physical and mineralogical properties of the samples showed that some properties such as specific gravity and density are affected by the mineral composition of the rocks. Metamorphic minerals such as garnet are durable and have greater density. Therefore, this property increases rock density and durability. On the other hand, increase in quartz content decreases rock durability because this mineral has high hardness. This property causes abrasion of the rock samples during the slake-durability test and decreases the slake-durability index. Some properties such as water absorption are affected by porosity. Every increase in the value of porosity decreases the rock durability. For example, the FAG sample has a minimum dry density and a maximum porosity, therefore, it has the lowest durability among all samples.

Based on the durability assessments, the index of rock durability gives high durability for all samples. The weight loss-number of the cycles curve (Fig. 4) is an

exponential curve. This means that the weight loss at the initial cycles is higher than the end cycles. Also, maximum weight loss was obtained from the FAG sample whereas its minimum was detected in the CMM sample. It should be noted that the influence of pH on weight loss is indistinct, because the maximum weight loss for the HYD sample occurs in pH=5.5, for the ABS sample occurs in pH=7.0, for the CMM sample occurs in pH=4.0 and for the FAG sample occurs in pH=4.0. Furthermore, the minimum weight loss for the HYD sample occurs in pH=4.0, for the ABS sample occurs in pH=2.0, for the CMM sample occurs in pH=2.0 and for the FAG sample occurs in pH=7.0. After 15 cycles, maximum durability index was obtained from the CMM samples whereas the FAG samples indicated a minimum durability index. HYD and ABS samples had a middle range durability index. Therefore, sensitivity of the FAG sample to chemical weathering is higher than the HYD, ABS and CMM samples.

Results of XRD analysis before and after slake-durability test indicated that the initial minerals in the fresh rock didn't change after 15 cycles of durability test and were not exchanged by clay minerals. This means that Hamedan hornfelsic rocks are nearly resistant under accelerated chemical weathering.

6 CONCLUSIONS

The following conclusions were reached from the observations and findings of the mineralogical, physical and durability properties and XRD analysis of the Hamedan hornfelsic rocks.

Metamorphic minerals of the studied hornfelsic rocks have greater density than other minerals and increase rock density. This property increases rock durability. On the other hand, presence of non-dissolved minerals such as graphite in rock, decreases UCS but increases the slake durability index.

Water absorption of rocks is affected by porosity. Therefore, increase of the porosity value, decreases rock durability. The computation of the physical properties indicates that the HYD and ABS samples have the highest dry density and the lowest porosity where in contrast the FAG samples have the lowest dry density and the highest porosity.

The index of rock durability gives high durability for all samples. The weight loss-number of cycles curve was an exponential curve. This means that weight loss at the initial cycles is higher than the end cycles. The evaluations of the durability values attained indicate that the FAG sample has the lowest and the CMM sample has the highest durability among all samples. The initial minerals in fresh rock were durable after 15 cycles of the slake durability test. This result shows that the hornfelsic rocks of the study area are resistant under accelerated chemical weathering.

REFERENCES

- ASTM, 1990, Standard test method for slake durability of shales and similar weak rocks (D4644)" Annual Book of ASTM Standards. vol. 4.08. ASTM, Philadelphia, PA, 863-865.
- Bell, F.G., 1993. Engineering geology, Blackwell Scientific Publications, London.
- Bell, F.G., 2000. Engineering properties of soils and rocks. Blackwell Science Ltd., 482 pp.
- Bell, F.G., Entwisle, D.C., Culshaw M.G., 1997. A geotechnical survey of some British coal measures mudstones, with particular emphasis on durability. Eng Geol, 46, 115–129.
- Dhakal, G., Yoneda, T., Kato, M., Kaneko, K., 2002. Slake durability and mineralogical properties of some pyroclastic and sedimentary rocks. Engineering Geology, 65, 31–45.
- Dick, J.C., Shakoor, A., 1995. Characterizing durability of mud rocks for slope stability purposes. Geol. Soc. Am., Rev. Eng. Geol. X, 121–130.
- Erguler, Z.A., 2009. Field-based experimental determination of the weathering rates of the Cappadocian tuffs. Engineering Geology, 105, 186–199.
- Franklin, J.A., Chandra R., 1971, The slake-durability test. Int. J. Rock Mech. And Min. Sci. 9, 325–341.
- Ghobadi, M.H., Momeni, A.A., 2011. Assessment of granitic rocks degradability susceptible to acid solutions in urban area. Environ Earth Sci., 64, 753–760.
- Gokceoglu, C., Ulusay, R., Sonmez, H., 2000. Factors affecting durability of selected weak and clay bearing rocks from Turkey, with particular emphasis on the influence of the number of drying and wetting cycles. Engineering Geology, 57, 215–237.
- Gupta, V., Ahmed, I., 2007. The effect of pH of water and mineralogical properties on the slake durability (degradability) of different rocks from the Lesser Himalaya, India. Eng. Geo., 195, 79–87.
- ISRM, 1981. ISRM suggested methods: rock characterization, testing and monitoring. In: Brown ET (ed) Pergamon Press, London, p. 211.
- Lee, S.Y., Kim, S.J., Baik, M.H., 2008. Chemical weathering of granite under acid rainfall environment, Korea. Environ Geol., 55, 853–862.
- Oyama, T., Chigira, M., 1999. Weathering rate of mudstone and tuff on old unlined tunnel walls" Engineering Geology 55, 15–27.
- Rodrigues, J.D., 1991. Physical characterization and assessment of rock durability through index properties. NATO ASI Ser. E. Applied Sci., 200, 7–34.
- Sajinkumar, S.K., Anbazhagan, S., Pradeepkumar, A.P., Rani V.R., 2011. Weathering and Landslide Occurrences in Parts of Western Ghats, Kerala. Jour. of the Geol. Soc. of India, 78, 249–257.
- Schiavon, N., 2007. Kaolinisation of granite in an urban environment" Environ Geol., 52, 399–407.
- Sims, I., 1991. Quality and durability of stone for construction. Q. J. Eng. Geol., 24, 67–73.
- Topal, T., Sozmen, B., 2003. Deterioration mechanisms of tuffs in Midas monument. Engineering Geology, 68, 201–223.
- Ulusay, R., Sonmez, H., 2000. Factors affecting the durability of selected weak and clay bearing rocks from Turkey, with particular emphasis on the influence of the number of drying and wetting cycles. Engineering Geology, 57, 215–237.
- Yavuz, A.B., 2006. Deterioration of the volcanic kerb and pavement stones in a humid environment in the city centre of Izmir, Turkey. Environ Geol., 51, 211–227.

Derinlik kayaçlarının basınç ve çekme dayanımının P-dalga hızından tahmin edilebilirliğinin araştırılması

Investigating the predictability of the compressive and tensile strength of plutonic rocks from the P-wave velocity

A.N. Canpolat, S. Kahraman, A. Çolak, Ş.A. Yurdacan
Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, Ankara.

ÖZET: Kayaç dayanımı, kaya kütlelerinde inşaa edilen kaya yapılarının tasarımında yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Ancak, standartlar tarafından önerilen düzgün karot numunelerinin hazırlanması her zaman mümkün olmayabilir. Bu nedenle kayaç dayanımının tahmin edilmesi gerekebilir. Bu çalışmada, granit, siyenit ve gabro gibi derinlik kayaçlarının tek eksenli basınç dayanımı (UCS) ve dolaylı çekme dayanımı (BTS) değerlerinin P-dalga hızından tahmin edilebilirliği araştırılmıştır. Laboratorda, P-dalga hızı, UCS ve BTS deneyleri yapılmıştır. Daha sonra P-dalga hızı, UCS ve BTS değerleri ile korelasyona tabi tutulmuştur. P-dalga hızının UCS ve BTS değerleri ile iyi korelasyona sahip oldukları görülmüştür. Derinlik kayaçlarının UCS ve BTS değerlerinin P-dalga hızından tahmin edilebileceği sonucuna varılabilir.

ABSTRACT: The strength of rocks is used for designing rock structures constructed in rock mass. However, the preparation of the smooth core samples suggested by the standards for the laboratory tests cannot always be possible. Therefore, the prediction of the rock strength may be necessary. In this study, the predictability of the uniaxial compressive strength (UCS) and Brazilian tensile strength (BTS) values of plutonic rocks was investigated from the P-wave velocity. The P-wave velocity, the UCS and the BTS tests were carried out on in the laboratory. Then, the P-wave velocity values were correlated to both the UCS and BTS values. It was seen that the P-wave velocity values were strongly correlated to both the UCS and BTS values. Concluding remark is that the UCS and BTS of plutonic rocks could be predicted from the P-wave velocity.

1 GİRİŞ

Kayaç dayanımı yerüstü ve yeraltı yapılarının tasarımında yaygın olarak kullanılmaktadır. Deneylerin yapılması oldukça basit olmasına rağmen numune hazırlama zaman alıcı ve pahalı olup, iyi hazırlanmış numuneler gerekmektedir. Bu nedenle özellikle ön araştırma aşamalarında Schmidt çekici, nokta yük, ve sonik hız deneyi gibi dolaylı deneyler kayaç dayanımının tahmin edilmesinde sıklıkla kullanılmaktadır.

Ultrasonik yöntemler, tahribatsız olmaları ve kolay uygulanmaları itibarıyla madencilik ve inşaat mühendisliği gibi bir çok alanda yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu teknikler genellikle yaygın olarak kayaların dinamik özelliklerini karakterize etmek ve belirlemek için hem sahada hem de laboratuvar da uygulanmaktadır. Kayaçların sismik özelliklerini etkileyen en önemli faktörler şunlardır: Kayaç tipi, yoğunluk, mineral içeriği, tane boyu ve şekli, porozite, anizotropi, gözenek suyu, kil içeriği, çevre basıncı ve sıcaklık. Bu faktörlere ek olarak bozunma, alterasyon zonları, tabakalaşma düzlemleri ve eklem özellikleri

(pürüzlülük, dolgu materyali, su durumu, dalımı vb.) de sismik hıza etki eden faktörlerdir.

Kayaç dayanımının P-dalga hızı (V_p)' ndan tahmini konusunda literatürde çeşitli eşitlikler bulunmaktadır (Çizelge 1). Bazıları lineer bazıları lineer olmayan bu eşitlikler oldukça farklılık göstermektedir. Dolayısıyla, kökensel olarak kayaç gruplarına ait korelasyonların araştırılması faydalı olacaktır. Bu çalışmada, granit, siyenit ve gabro gibi derinlik kayaçlarının tek eksenli basınç dayanımı (UCS) ve dolaylı çekme dayanımı (BTS) değerlerinin V_p değerinden tahmin edilebilirliği araştırılmıştır.

2 NUMUNE TEMİNİ

Laboratuar çalışmalarında kullanmak amacıyla, granit işleme tesisleri ziyaret edilerek blok numuneler toplanmıştır. Çizelge 2' de görüldüğü gibi, 6 adet granit, 2 adet siyenit ve 1 adet gabro numunesi temin edilmiştir. 3 adet numune Türkiye' ye ait iken diğer numuneler İspanya, Mısır ve Ukrayna aittir.

Çizelge 1. Literatürde bulunan UCS- V_p ilişkileri.

Eşitlik	Referans
$UCS^* = 36V_p^{**} - 31.18$	Goktan (1988)
$UCS = 35.54V_p - 55$	Tugrul & Zarif (1999)
$UCS = 9.95V_p^{1.21}$	Kahraman (2001)
$V_p = 31.7UCS + 2.0195$	Yasar & Erdogan (2004)
$UCS = 0.78e^{0.88V_p}$	Entwisle vd. (2005)
$UCS = 0.29V_p^{4.79}$	Entwisle vd. (2005)
$UCS = 156.4V_p - 692.41$	Chary vd. (2006)
$UCS = 14.4V_p - 24.86$	Chary vdl. (2006)
$UCS = 64.2V_p - 117.99$	Sharma & Singh (2008)
$UCS = 56.71V_p - 192.93$	Cobanoglu & Celik (2008)
$UCS = 2.3V_p^{2.43}$	Kilic & Teymen (2008)
$UCS = 110V_p - 515.56$	Diamantis vd. (2009)
$UCS = 133.3V_p - 227.19$	Khandelwal & Singh (2009)
$UCS = 36V_p - 45.37$	Sharma & Singh (2010)
$UCS = 158V_p - 643.2$	Kurtulus vd. (2010)
$UCS = 140V_p - 899.33$	Diamantis vd. (2011)
$UCS = 49.4V_p - 167$	Yagiz (2011)
$UCS = 0.26V_p^{3.54}$	Yagiz (2011)
$UCS = 12.75V_p^{1.19}$	Altindag (2012)
$UCS = 33V_p - 34.83$	Khandelwal (2013)
$UCS = 7.18V_p^{1.6}$	Karakul & Ulusay (2013)
$UCS = 26V_p - 20.21$	Azimian vd. (2014)

*UCS=MPa, ** V_p =km/s

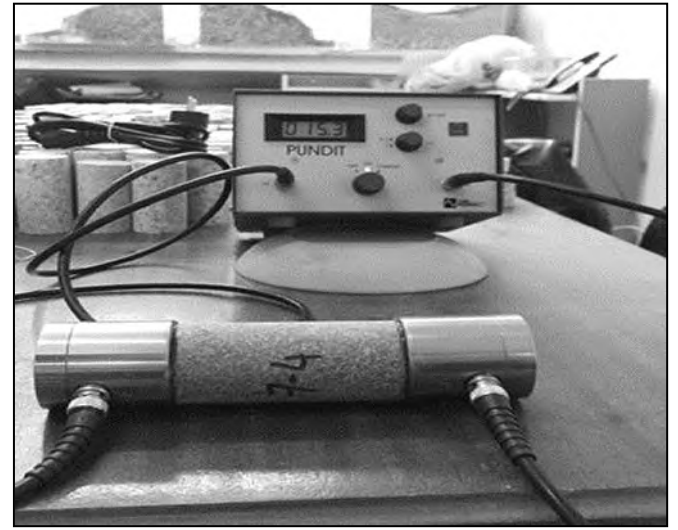
Çizelge 2. Numuneler ve deney sonuçları.

Rock type	Lokasyon	UCS (MPa)	BTS (MPa)	V_p (cm/s)
Granit (Rosa well)	İspanya	115.01	6.86	4.74
Granit (Rosa Minho)	İspanya	129.13	8.43	4.57
Granit (Nublado)	İspanya	131.46	8.68	4.90
Granit (Steppe Yellow)	Mısır	152.70	8.22	5.16
Granit (Kaman Rosa)	Kırşehir	95.51	4.38	2.89
Granit (Kozak Granit)	Bergama	141.32	10.06	5.18
Siyenit (Volga blue)	Ukrayna	116.32	8.64	6.13
Siyenit (Jungle green)	Mısır	204.89	10.82	5.62
Gabro (Nero Turka)	Samsun	197.70	12.98	6.04

3 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Blok numunelerden laboratürde 47 mm çapında karotlar alınmış ve ASTM standardına göre laboratuar ortamında kurutulmuş numuneler üzerinde UCS ve BTS deneyleri yapılmıştır. Çizelge 2 de görüldüğü gibi UCS değerleri 95.51 MPa' dan 204.89 MPa' a kadar geniş bir aralıkta değişmektedir.

V_p ölçümleri, UCS için hazırlanan numuneler üzerinde yapılmıştır. Ölçümlerde 1 MHz frekanslı transduserlere sahip PUNDIT cihazı kullanılmıştır (Şekil 1). V_p değerleri 2.89 km/s' den 6.13 km/s' ye kadar değişmekte olup, geniş bir dağılım göstermektedir (Çizelge 2).



Şekil 1. P-dalga hızı ölçümü.

3 DENEY SONUÇLARININ ANALİZİ

Deney sonuçları regresyon analizi yardımıyla değerlendirilmiştir. V_p ile UCS ve BTS değerleri arasındaki korelasyonlar araştırılmış ve tahmin modelleri geliştirilmiştir. Regresyon analizinde lineer ve lineer olmayan modeller arasından korelasyon katsayısı en yüksek modeller seçilmiştir.

V_p ile UCS arasında eksponansiyel bir ilişki bulunmuştur (Şekil 2). İlişkiye ait eşitlik ve korelasyon katsayısı aşağıda verilmiştir:

$$UCS = 57.93e^{0.17V_p} \quad r = 0.67 \quad (1)$$

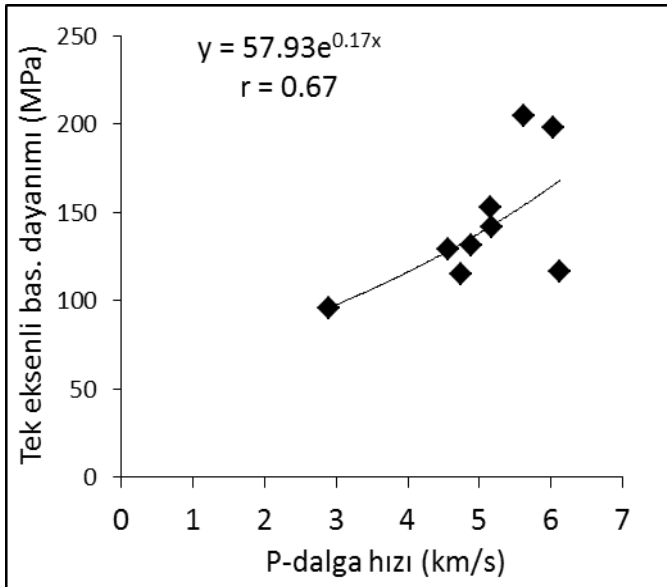
Burada, UCS=Tek eksenli basınç dayanımı (MPa), V_p =P-dalga hızı (km/s).

Eşitlik (1)' in korelasyon katsayısı zayıf olmasa da iyi değildir. Korelasyon grafiğinde (Şekil 2) Ukrayna'ya ait siyenit anormallik göstermektedir. Bu değer korelasyona dahil edilmediğinde

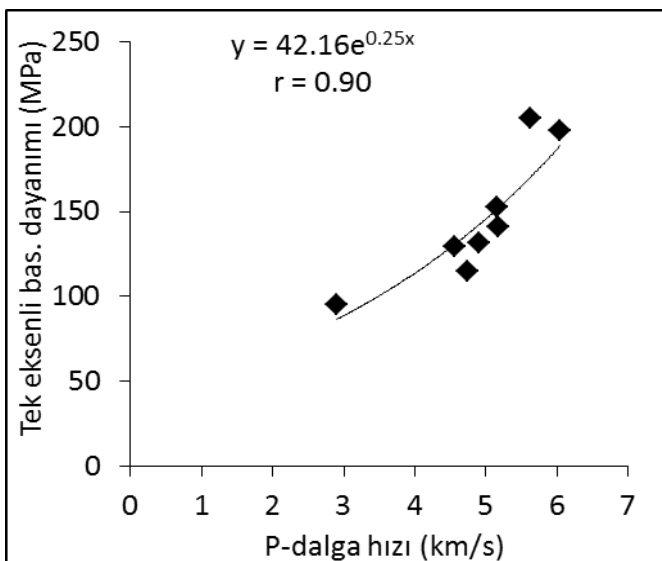
korelasyon katsayısının çok iyi duruma yükseldiği Şekil 3’ de görülmektedir. Yeni korelasyona ait eşitlik ve korelasyon katsayısı aşağıda verildiği gibidir:

$$UCS = 42.16e^{0.25V_p} \quad r = 0.90 \quad (2)$$

Şekil 2’ de anormallik gösteren Ukrayna syenit örneği benzer basınç dayanımına sahip diğer kayalara göre daha yüksek V_p değerine sahiptir. Bilindiği gibi mineraller farklı V_p değerlerine sahiptir (Goodmann, 1989; Shön, 1996) ve dolayısıyla bir kayacın mineral içeriği de onun V_p değerini etkilemektedir. Ukrayna syenit örneğinin anormallik göstermesi de mineral içeriğinden kaynaklanabilir. Bu konuda daha ileri araştırmalar yapılmalıdır.



Şekil 2. V_p ile UCS arasındaki korelasyon.



Şekil 3. Ukrayna syenit verisi hariç V_p ile UCS arasındaki korelasyon.

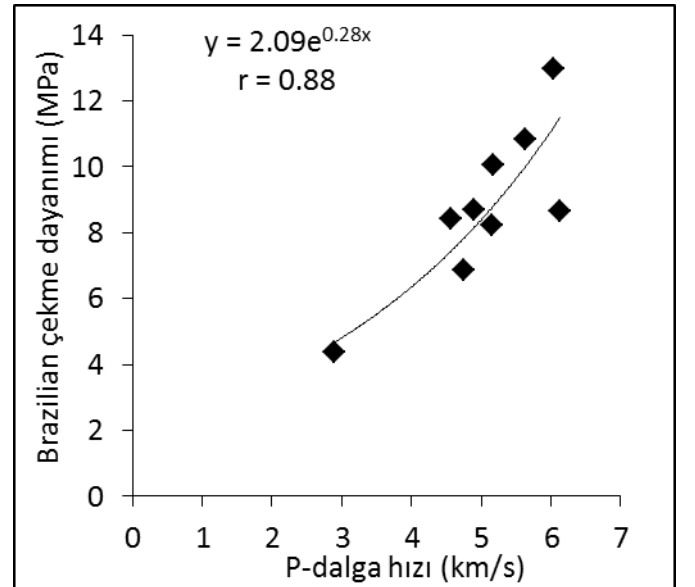
V_p ile BTS arasında da eksponansiyel bir ilişki bulunmuştur (Şekil 4). İlişkiye ait eşitlik ve korelasyon katsayısı aşağıdaki gibidir:

$$BTS = 2.09e^{0.28V_p} \quad r = 0.88 \quad (3)$$

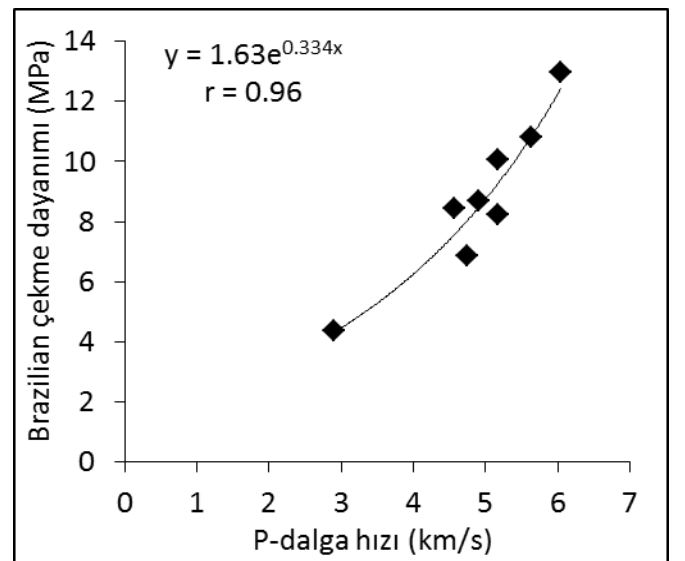
Burada, BTS= Brazilian çekme dayanımı (MPa), V_p =P-dalga hızı (km/s).

Eşitlik (3)’ ün korelasyon katsayısı çok iyidir. Ancak, Ukrayna syenit örneği burada da biraz anormallik göstermektedir. Bu değer korelasyona dahil edilmediği durumda korelasyon katsayısı daha da yükselmektedir (Şekil 5). Yeni korelasyona ait eşitlik ve korelasyon katsayısı aşağıda verilmiştir:

$$BTS = 1.63e^{0.33V_p} \quad r = 0.96 \quad (4)$$



Şekil 4. V_p ile BTS arasındaki korelasyon.



Şekil 5. Ukrayna syenit verisi hariç V_p ile BTS arasındaki korelasyon.

5 SONUÇLAR

Derinlik kayaçlarının UCS ve BTS değerlerinin V_p değerinden tahmin edilebilirliği araştırılmış ve aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır:

- Deneye tabi tutulan derinlik kayaçları için V_p ile UCS ve BTS değerleri arasında iyi korelasyonlar bulunmuştur.
- Geliştirilen regresyon modelleri literatürde bulunan modellerden oldukça farklıdır. Zaten literatürde bulunan modeller de genellikle birbirlerine benzememektedirler.

Literatürde bulunan V_p ile kayaç dayanımı arasında korelasyonların farklılık göstermesi büyük ihtimalla incelenen kayaçların farklılığından kaynaklanmaktadır. Diğer yandan, kayaçları oluşturan minerallerin etkisi de unutulmamalıdır. Aynı kökene sahip, ancak mineral içeriği farklılık gösteren kayaçların bile korelasyonu etkileyebileceği düşünülmektedir. Bu konu üzerinde yapılacak araştırmalar yararlı olacaktır.

KAYNAKLAR

Altindag, R., 2012. Correlation between P-wave velocity and some mechanical properties for sedimentary rocks. *J. South Afr. Inst. Min. Metall.*, 112, 229–237

Azimian, A., Ajalloeian, R & Fatehi, L., 2014. An Empirical Correlation of Uniaxial Compressive Strength with P-wave Velocity and Point Load Strength Index on Marly Rocks Using Statistical Method. *Geotech. Geol. Eng.*, 32, 205–214

Chary, K.B., Sarma, L.P., Lakshmi, K.J.P., Vijayakumar, N.A., Lakshmi, V.N., & Rao, M.V.M.S., 2006. Evaluation of engineering properties of rock using ultrasonic pulse velocity and uniaxial compressive strength. *Proc. National seminar on Non-destructive evaluation*, Hyderabad, India.

Cobanglu, I. & Celik, S., 2008. Estimation of uniaxial compressive strength from point load strength, Schmidt hardness and P-wave velocity. *Bull. Eng. Geol. Environ.*, 67, 491–498.

Diamantis, K., Gartzos, E. & Migiros, G., 2009. Study on uniaxial compressive strength, point load strength index, dynamic and physical properties of serpentinites from Central Greece: test results and empirical relations. *Eng. Geol.*, 108, 199–207

Diamantis, K., Bellas, S., Migiros, G. & Gartzos, E., 2011. Correlating wave velocities with physical, mechanical properties and petrographic characteristics of peridotites from the central Greece. *Geotech. Geol. Eng.*, 29(6), 1049–1062.

Entwisle, D.C., Hobbs, P.R.N., Jones, L.D., Gunn, D. & Raines, M.G., 2005. The relationship between effective porosity, uniaxial compressive strength and sonic velocity

of intact Borrowdale Volcanic Group core samples from Sellafield. *Geotech. Geol. Eng.*, 23, 793–809.

Goktan, R.M., 1988. Theoretical and practical analysis of rock rippability. Ph.D. thesis, Istanbul Technical University, Istanbul, Turkey, 1988.

Goodman, R.E., 1989. Introduction to rock mechanics. Second Edition, John Wiley & Sons, New York.

Kahraman, S., 2001. Evaluation of simple methods for assessing the uniaxial compressive strength of rock. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 38, 981–994.

Karakul, H. & Ulusay, R., 2013. Empirical Correlations for Predicting Strength Properties of Rocks from P-Wave Velocity Under Different Degrees of Saturation. *Rock Mech. Rock Eng.*, 46, 981–999

Khandelwal, M. & Singh, T.N., 2009. Correlating static properties of coal measures rocks with P-wave velocity. *Int. J. Coal Geol.* 79: 55–60.

Khandelwal, M., 2013. Correlating P-wave velocity with the physico-mechanical properties of different rocks. *Pure Appl. Geophys.*, 170, 507–514.

Kılıc, A. & Teymen, A., 2008. Determination of mechanical properties of rocks using simple methods. *Bull. Eng. Geol. Environ.*, 67(2), 237–244.

Kurtulus, G., Irmak, T. & Sertcelik, I., 2011. Physical and mechanical properties of Gokcseda: Imbros (NE Aegean Sea) Island and sites. *Bull. Eng. Geol. Environ.*, 69, 321–324.

Sharma, P.K. & Singh, T.N., 2008. A correlation between P-wave velocity, impact strength index, slake durability index and uniaxial compressive strength. *Bull. Eng. Geol. Environ.*, 67, 17–22

Sharma, P.K. & Singh, T.N., 2010. Reply to discussion by N Arıoglu, G Kurt and E Arıoglu (DOI:10.1007/s10064-0100261-7) on the paper entitled “A correlation between P-wave velocity, impact strength index, slake durability index and uniaxial compressive strength” by PK Sharma, TN Singh. *Bull. Eng. Geol. Environ.*, 69, 503–504.

Schön J. H., 1996. Physical properties of rocks: Fundamentals and principles of petrophysics, 1st edition, Oxford: Pergamon Pres, 583 p.

Turgul, A. & Zarif, .I.H., 1999. Correlation of mineralogical and textural characteristics with engineering properties of selected granitic rocks from Turkey. *Eng. Geol.*, 51, 303–317.

Yagiz, S., 2011. P-wave velocity test for assessment of geo-technical properties of some rock materials. *Bull. Mater. Sci.*, 34(4), 947–953.

Yasar, E. & Erdogan, Y., 2004. Correlating sound velocity with density, compressive strength and Young's modulus of carbonate rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 41, 871–875.

Investigation of Particle Size Distribution of Muckpile in a Dolomite Quarry

O. Akyildiz, T. Hudaverdi, & A.S. Coşkuner

Faculty of Mines, Mining Engineering Department, Istanbul Technical University, Istanbul, Turkey

ABSTRACT: Efficiency of blasting operation largely depends on fragmentation, muck pile profile, presence of boulders and back break. In this research, fragmentation efficiency was investigated by digital image analysis and the fragmentation models for Aytas -Ayhanlar dolomite quarry, Gebze - Istanbul. In the first step, particle size distribution curves were determined by image analysis. Representative digital images were captured from the blast muck pile after each blast. Additionally, three well-known fragmentation models were applied to construct size distribution curves. Application of KuzRam, KCO and C&K fragmentation models has provided different perspectives for evaluation of fragmentation. It is observed that the measured and calculated average fragment sizes are very close to each other for the examined blasts. Also, KuzRam, KCO and C&K Models gives very reasonable results for the size distribution of investigated eight blast operations. The models can be modified easily by site engineers to adapt changing blasting conditions.

1 INTRODUCTION

Drilling and blasting operation is the first phase of quarrying operation. It is used as stripping and production method in open pits. The aim of the operation is to provide the lowest cost, safety and optimal fragmentation (Jimeno, 1995). Blasting step effects all the downstream operations such as, loading, hauling, crushing and screening. Therefore, it must be carried out very attentively. There are several models that try to predict size distribution of muckpile. In this paper, blasting operations in Aytas Ayhanlar Quarry are investigated in detail. Image analysis software and the fragmentation models were used to determine particle size distribution of muckpiles.

KuzRam Model, KCO (Kuznetsov - Cunningham - Ouchterlony) model and Chung & Katsabanis Model (C&K) which is a modification of original KuzRam model were considered as blast fragmentation models (Chung and Katsabanis, 2000). Ouchterlony (2005) claimed that KuzRam model is not enough to define the fine and large size fractions. He suggested a new size distribution function called Swebrec function. In this equation, average fragment size is calculated by well-known Kuznetsov equation. Chung & Katsabanis (2000) suggested that delay time and distribution of explosive in rock mass should be taken into account when calculating the average fragment size. C&K model proposes new calculations for mean fragment size and uniformity index.

In this paper, first, the studied blast site was described. Then basic logic behind fragmentation models was explained. Application of image analysis and the structure of the fragmentation models were explained in detail. The results of image analysis and the fragmentation models were compared and discussed.

2 STUDY AREA

The dolomite quarry is located in Gebze, Turkey and has 110 526 975 tones dolomite reserve. After extraction of dolomite by drilling and blasting operation, ore is crushed in jaw crusher. Production capacity of plant is 4380 tons per day. The amount of average annual production is 1.6 million tons. After the removal of overburden, benches are formed by drilling and blasting method (Coşkuner, 2015). Figure 1 shows benches of the dolomite quarry.

Applied burden is 2.5 m and spacing varies between 2.8 to 3.4 m. Bench height is 8.8 - 13 m. Holes are drilled using staggered pattern with 89 mm drill bit. Eight blasts have investigated in the dolomite quarry and blast design parameters is presented in Table 1.



Figure 1. Benches in dolomite quarry

Table 1 – Blast design parameters

	B (m)	S (m)	H (m)	T (m)	H _c (m)	L (m)	U (m)
1	2.5	3.0	13.0	3.0	11.0	14.0	1.0
2	2.5	3.0	8.8	3.0	6.8	9.8	1.0
3	2.5	3.1	10.4	3.0	8.4	11.4	1.0
4	2.5	2.8	11.0	3.0	9.0	12.0	1.0
5	2.5	3.1	11.0	3.0	9.0	12.0	1.0
6	2.5	3.4	13.0	3.0	11.0	14.0	1.0
7	2.5	3.0	12.5	3.0	10.5	13.5	1.0
8	2.5	3.1	13.0	3.0	11.0	14.0	1.0

B: Burden, S: Spacing, H: Bench Height, T: Stemming, H_c: Charge Length, L: Hole Length, U: Subdrilling

Delay period of downhole detonator is 500 milliseconds. Holes are connected with 25 ms surface detonator (Nitromak- NONELDET). Initiation of blast round is realized by 30 ms electrical detonator. Fifty kg ANFO is used per hole. The number of the holes that detonates instantaneously is one (Coşkuner, 2015). In Figure 2, initiation pattern of sample Blast 3 is presented.

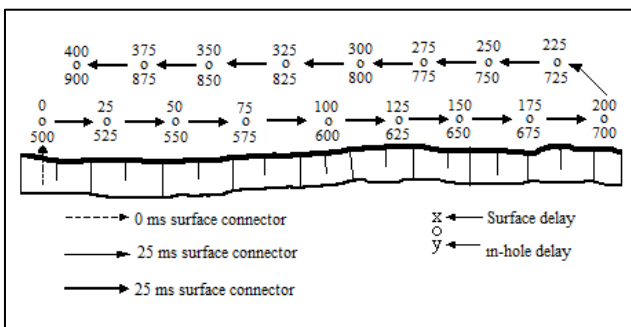


Figure 2. Sample initiation pattern for Blast 3

3 FRAGMENTATION MODELS

Diagram of mining cycle, which shows the basic steps of drill and blast method, is given in Figure 3. Blasting is the second step after drilling operation. Oversize material requires secondary blasting or breakage

before feeding to the jaw crusher. Generally, in mining industry, fine size material is undesirable. In the quarry industry, fine material has no economic value. Excessively coarse material or undesirable fine material means loss of efficiency and money.

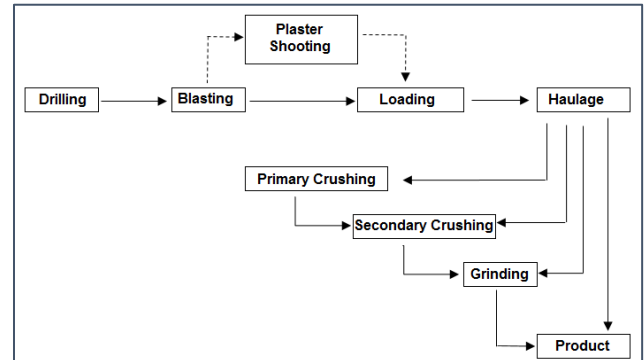


Figure 3. Diagram of mining cycle (Jimeno, 1995)

Estimation of fragment size distribution has an important role for quarries and crushing plants. In this context, the size of the largest fragment should not exceed the maximum span of the jaw crusher. Although it is impossible to predict the exact size distribution, there are several models which try to estimate average fragment size and size distribution of muck pile after blast operation. Most of them uses blast design parameters as input variables. Rock mass properties which are uncontrollable parameters take an important place in the fragmentation process, besides blast design parameters. This research aims to investigate and improve KuzRam Model, KCO (Kuznetsov - Cunningham - Ouchterlony) Model, C&K (Chung and Katsabanis) Model for a dolomite quarry in Gebze.

3.1 KuzRam model

V. M. Kuznetsov (1973) is the very first researcher who suggest Kuznetsov equation to predict average fragment size (Equation 1). Cunningham (1983) assembled the Kuznetsov and Rosin Rammler curve equations as KuzRam Model. KuzRam Model relies on an equation that gives average fragment size, rock factor (A) and Rosin Rammler curve (Equation 2). Cunningham (1987), has proposed an uniformity equation considering some blast design parameters such as; diameter and length of the holes, burden, height of the bench and spacing between adjacent holes. Kuznetsov equation is given by Equation 1.

$$x_{50} = A (V_o / Q_e)^{-0.8} \cdot Q_e^{0.167} \cdot (115 / E)^{0.633} \quad (1)$$

Where,

x_{50} : Average fragment size (cm)
A: Rock factor (7 for medium hard rocks; 10 for hard but highly fissured rocks; 13 for very hard, weakly fissured rocks.)
 V_0 : Volume per hole (m^3)
 Q_e : Explosive per hole (kg)
E: Weight strength relative to ANFO.
Size distribution curve is given as:

$$R = e^{-\left(\frac{x}{x_c}\right)^n} \quad (2)$$

Where,
 x_c : Characteristic size (cm)
x: Screen size (cm)
n: Uniformity index.

Uniformity index (Equation 3) is determined by using blast design parameters:

$$n = 1.1 \times \left(2.2 - 14 \frac{B}{D}\right) \left(\frac{1 + \frac{S}{B}}{2}\right)^{0.5} \left(1 - \frac{W}{B}\right) \left(\frac{L}{H}\right) \quad (3)$$

Where,
D: Diameter of holes (mm)
W: Standard deviation of drilling accuracy (m)
B: Burden (m)
L: Length of the holes (m)
H: Height of the bench (m)
S: Spacing between adjacent holes (m).

Lilly (1986) created a blastability index to examine effect of rock mass parameters on blast fragmentation. In KuzRam Model, Cunningham (1987) used the blastability index to define rock factor (A) as shown in Equation 4.

$$A = 0.06 \times [RMD + JF + RDI + HF] \quad (4)$$

Where,
RMD: Rock Mass Description
- powdery/friable 10
- massive formation 50
- vertically jointed JF, JF = JPS + JPA

JPS: Vertical Joint Spacing
- 0.1 m 10
- 0.1 to MS 20
- MS to DP 50, (MS is oversize and DP is drilling pattern size, assuming DP>MS)

JP: Joint Plane Angle
- Dip out of face 20
- Strike perp. to face 30
- Dip into face 40

RDI: Density Influence, $RDI = 25 \times RD - 50$
RD: Density (t/m^3)

HF: Hardness Factor, Y: Elastic modulus
- If $Y < 50$ GPa, $HF = Y/3$
- If $Y > 50$ GPa, $HF = UCS/5$ (UCS in MPa)

All the site investigations and measurements revealed that the rock formation in the studied quarry was medium hard rock in terms of blastability.

3.2 KCO (Kuznetsov - Cunningham - Ouchterlony) model

KCO Model (Equation 5) was suggested by Ouchterlony (2005) to minimize disadvantages of KuzRam Model (Kuznetsov, 1973). He thinks that KuzRam Model estimates fine and coarse fragment size distribution incorrectly. Therefore, he proposed a different function. This formula is called Swebrec function or KCO (Kuznetsov - Cunningham - Ouchterlony) Model. In this model, average fragment size is calculated by Kuznetsov equation. Size distribution curve (R_m) and curve undulation parameter (b - Equation 6) are expressed as:

$$R_m = 1 / \{1 + (\ln x_{max}/x) / (\ln x_{max}/x_{50})\}^b \quad (5)$$

$$b = [2 \ln . 2 \ln(x_{max}/x_{50})]^n \quad (6)$$

Where,
 x_{max} : Maximum fragment size (cm)
b: Curve-undulation parameter
n: Uniformity Index

3.3 C&K (Chung and Katsabanis model)

Chung and Katsabanis (2000) suggested that delay time and distribution of explosive in rock mass should be taken into account when estimating the average fragment size. They recommended different formulas which can be assumed as modification of KuzRam Model. In Chung and Katsabanis Model, rock factor, burden, spacing and bench height are the input parameters besides delay period of adjacent holes. They proposed a new fragment size formula which is given in Equation 7 instead of Kuznetsov formula.

$$k_{50} = A Q_e^\alpha B^\beta (S/B)^\gamma H^\delta t^\epsilon \quad (cm) \quad (7)$$

In this model; k_{50} is mean fragment size (cm), A is rock factor, B (m) is burden, S/B is the ratio of spacing and burden, H (m) is height of the bench, Q_e (kg) is the explosive mass per hole and t is time between

blastholes of the same row. α , β , γ , δ , ε are the constants. Chung and Katsabanis developed the following formula as a result of nonlinear regression analysis (Equation 8).

$$k_{50} = A Q_e^{-1.176} B^{2.271} (S/B)^{1.165} H^{1.185} t^{-0.231} (\text{cm}) \quad (8)$$

Chung and Katsabanis (2000) cited Stagg and Rholl (1987) who states that delay time has a critical effect but after a certain point there is not a remarkable change in the fragmentation. For that reason, they removed the delay time parameter from the model. Then, the model has become its final state (Equation 9).

$$k_{50} = A Q_e^{-1.193} B^{2.461} (S/B)^{1.254} H^{1.266} (\text{cm}) \quad (9)$$

Additionally, they recommended a new equation for eighty percent passing size (k_{80}), uniformity index (n) and characteristic size (x_c) (Equation 10, 11, 12).

$$k_{80} = A Q_e^{-1.073} B^{2.43} (S/B)^{1.013} H^{1.111} (\text{cm}) \quad (10)$$

$$n = 0.842 / (\ln x_{80} - \ln x_{50}) \quad (11)$$

$$x_c = e^{0.565 \ln k_{50} + 0.435 \ln k_{80}} (\text{cm}) \quad (12)$$

4 MEASUREMENT OF SIZE DISTRIBUTION

It is better to know size distribution of the muckpile to perform an efficient blast operation. There are numerous ways to determine size distribution such as; explosive consumption in secondary blasting, counting the boulders and shovel loading rate etc. (Maerz, 1996). Image analysis technique is the fastest and easiest way to handle this process. It is not distractive for the loading and hauling steps.

The fragments are identified by the software which determines the borders of fragments according to lighting and shadows. Fragmentation net can be revised by user in case of error occurs such as; fusion or disintegration. Level of color and lighting on the surface of the fragments may cause fusion or disintegration. If the lightning is not proper contrast will increase or decrease sharply. Proper lighting is the key point for avoiding these kind of errors. After building the fragmentation net, the third dimension of fragments is predicted using stereology technique. Images of muck pile can be analyzed one by one and then merged to have a single result that represents the muck pile. Position of the camera can be upright or angled to the muckpile. Location scales is essential for determination of fragments size properly. There

must be two circular or orbicular shaped scales which are located far from each other in the angled photographs. The scales should not be too close to each other. It is worth being in mind that number of the photographs is a significant parameter and plays a key role in analysis of muckpile size distribution. At least four or more images should be analyzed to have more accurate results (Stagg and Rholl, 1987).

In this research, the size distribution of muckpiles were determined by WipFrag Software. The images, which are captured randomly from different locations of muckpile, were analyzed separately and the results were merged to construct particle size distribution curves. Figure 4 shows scaled images captured from the muckpile. Figure 5 shows a size distribution curve created by the software.

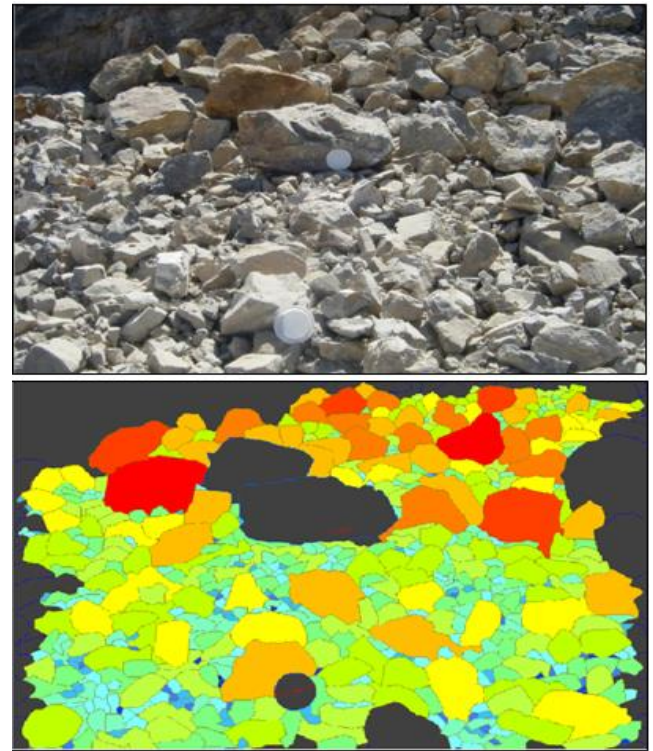


Figure 4. Scaled images from muckpile

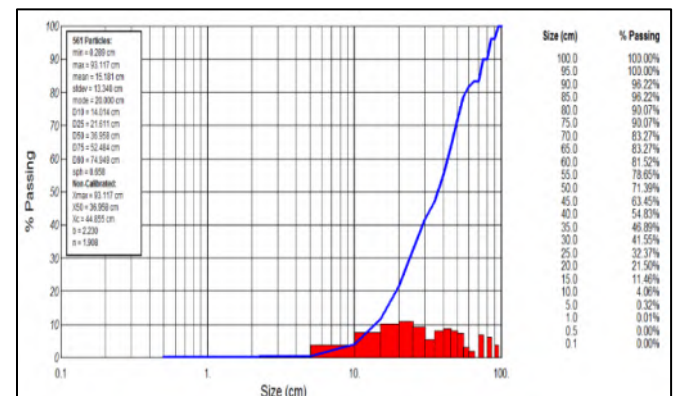


Figure 5. Size distribution curve

5 INVESTIGATION OF FRAGMENTATION MODELS

In this part of the study, empirical models were examined to determine size distribution. In Figure 6, size distribution graphs which are obtained by KuzRam, KCO, C&K Models and image analysis technique are given. As mentioned above, C&K Model draws size distribution curve using Rosin-Rammler Equation. Chung and Katsabanis tested their models with small-scaled bench blasts in the literature. Also, they emphasized that the models needs to be tested more (Chung and Katsabanis, 2000). In our case, calculated uniformity index of C&K Model was excessively low. Uniformity index of C&K Model was modified by multiplying a site specific constant. The value of site specific constant is 2.

$$n = (2) \times 0.842(\ln x_{80} - \ln x_{50}) \quad (13)$$

As seen in Figure 6, the results of the image analysis, KuzRam, KCO and C&K Models are very close to each other. KCO Model determines the amount of fine and coarse sizes higher than other models for the Blast 3 and 6. In Blast 3, Average fragment size is approximately 33 cm and 38 cm according to the models and image analysis respectively. Similarly, as seen in Figure 7, average fragment size is approximately 36 cm according to the models and image analysis for Blast 6.

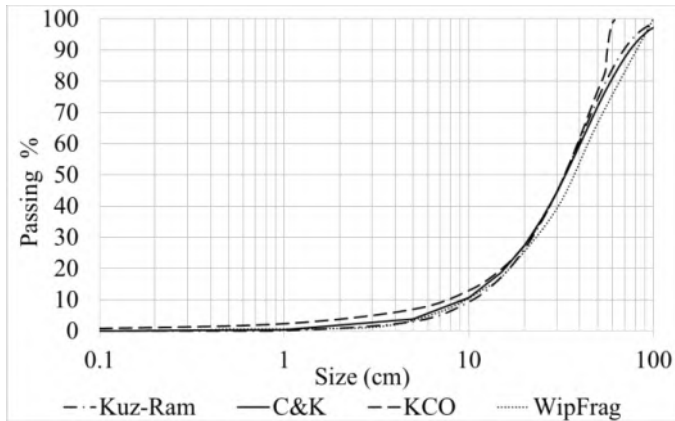


Figure 6. Size distribution curves for Blast 3

In Table 2, the uniformity index and curve-undulation values are given for the investigated blasts. Calculated mean uniformity indexes for KuzRam, Wipfrag, C&K Models are 1.7, 1.6 and 1.5 respectively. Also, mean curve-undulation value (b) is approximately 2.6.

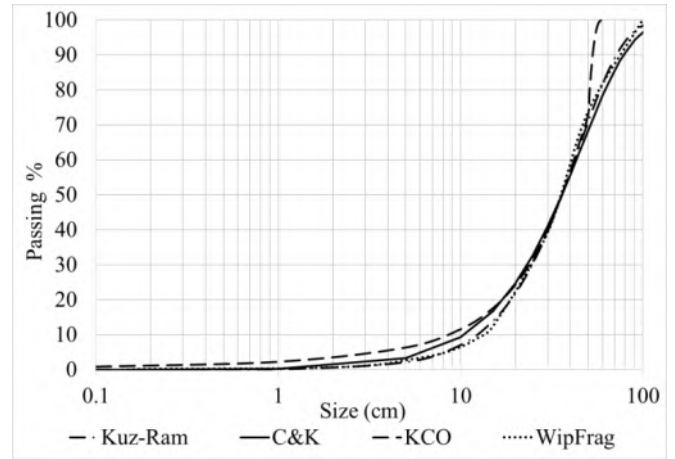


Figure 7. Size distribution curves for Blast 6

Table 2. Uniformity index (n) and curve-undulation values (b)

	KuzRam-n	Wipfrag-n	C&K-n	KCO - b
1	1.690	1.680	1.492	2.740
2	1.550	1.390	1.490	2.520
3	1.630	1.410	1.500	2.590
4	1.610	1.710	1.470	2.770
5	1.650	1.540	1.502	2.620
6	1.750	1.570	1.534	2.510
7	1.680	1.510	1.492	2.730
8	1.710	1.700	1.502	2.690
Mean:	1.659	1.564	1.498	2.646

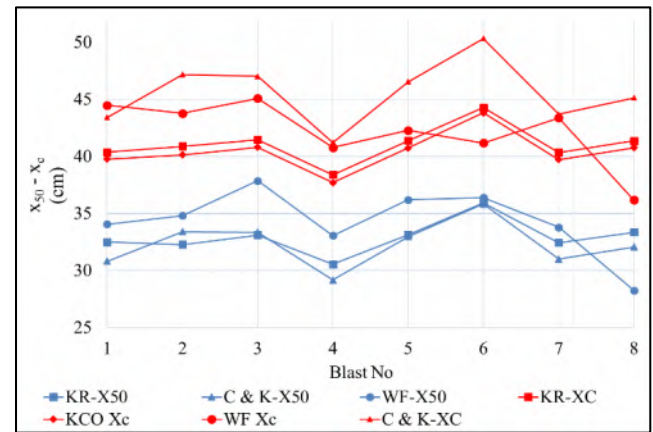


Figure 8. x_{50} and x_c sizes for the investigated blasts

KCO and KuzRam Models have predicted the average fragment size (x_{50}) and characteristic size (x_c) so close to each other. The maximum difference between calculated characteristic sizes by KuzRam and KCO Model is 1 cm. Largest deviation in average fragment size (x_{50}) can be seen in Blast 3. Particularly for Blast 3, the prediction of C&K Model is 20 percent higher than image analysis measurement. In Figure 9, 20% and 80% passing sizes can be seen for the investigated blast operations. 20 percentile sizes

are very close to each other according to KuzRam, KCO, C&K Models and image analysis technique. Generally, differences in 80 percentile sizes is higher than 20 percentile sizes. Particularly maximum deviation was observed for Blast 3. The characteristic size measured by image analysis is 15 cm higher than prediction of KCO Model for Blast 3.

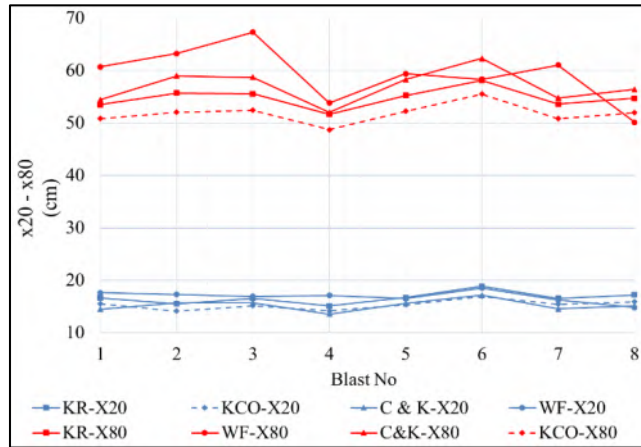


Figure 9. 20% and 80% passing sizes for the investigated blasts

6 CONCLUSION

Size distribution of muckpile can be determined by different approaches. In this paper, fragmentation models and image analysis were used together to construct size distribution curves. Eight blast operations were observed in a dolomite quarry in Gebze - Istanbul. KuzRam, KCO (Kuznetsov - Cunningham - Ouchterlony), C&K (Chung and Katsabanis) Models were used as prediction method. Blast design parameters and rock mass characteristics are the input values for these approaches. In image analysis technique, numerous photographs that represent the muck pile profile are analyzed by WipFrag Software. The results of the empirical models and image analysis were compared. Size distribution curves for the third and sixth blasts, uniformity index and curve-undulation values are examined in detail. In brief, measured and calculated average fragment sizes are very close to each other in the investigated blasts. KCO Model predicts the amount of the coarse and fine size higher than the other models. KuzRam, KCO and C&K Models gives very reasonable results for the size distribution of the investigated blasts. It is concluded that blast

fragmentation models are very useful for the studied quarry. Site engineers should not hesitate to modify the models if necessary. Blast fragmentation is an ongoing research area. Future models, that represent rock mass properties more comprehensively, will predict blast fragmentation with a higher accuracy.

REFERENCES

- Chung S. H., Katsabanis, P.D., 2000. Fragmentation prediction using improved engineering formulae. *FRAGBLAST – International Journal of Blasting and Fragmentation* 4 (2000): 198–207.
- Coşkun A. S., 2015. Investigation of Drilling-Blasting Operations in the Aytas Ayhanlar Madencilik Quarry, Master of Science Thesis, Istanbul Technical University.
- Cunningham, C.V.B. 1987. Fragmentation estimations and the Kuz–Ram model – four years on. *Proceedings of Second International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, Keystone, Colorado. 475– 487.
- Cunningham, CVB, 1983. The Kuz–Ram model for prediction of fragmentation from blasting, 1st Int. Symposium on Rock Fragmentation by Blasting, Lulea, Sweden, Aug. 22–26, 439–453.
- Jimeno, C. L., Jimeno, E. L., Carcedo, F. J. A., 1995. *Drilling and blasting of rocks*, Rotterdam: A.A.Balkema, 323 pp.
- Kuznetsov, V. M., 1973. Mean diameter of fragments formed by blasting rock, *Soviet Mining Science*, 9 (2), 144–148.
- Lilly. P. A., 1986. An Empirical method of assessing rock mass blastability. *AusIMM Large Open Pit Mining Conference*. Melbourne. 89–92.
- Maerz, N. H., 1996. Image sampling techniques and requirements for automated image analysis of rock fragmentation. *Proceedings of the FRAGBLAST 5 Workshop on Measurement of Blast Fragmentation*, Montreal, Quebec, Canada, 23-24 Aug., 1996, 115-120.
- Ouchterlony, F., 2005. The Swebrec function: linking fragmentation by blasting and crushing, *Trans. Inst. Min. Metall. A*, Vol. 114, 32.
- Stagg, M.S. & Rholl, S.A. 1987. Effects of accurate delays on fragmentation for single-row blasting in a 6.7 m (22-ft) Bench. *Second International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting*, Keystone, Colorado, Society of Experimental Mechanics, 210-223.

Bir Kalker Ocağında Delme-Patlatma Sonrası Üretim Miktarının Jeodezik Yöntemler ile Belirlenmesi

Determination of Production Amount After Drilling-Blasting in a Limestone Quarry by Geodetic Methods

Burak Mantaş

EYAK İnşaat, Ankara

Hakan Özşen

Selçuk üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Konya

ÖZET: Maden ocaklarının birçoğunda kazı işlemleri delme-patlatma teknikleri kullanılarak yapılmaktadır. Kazılma imkânı olmayan kayaçlar patlatılarak gevşetilir ve yüklemeye uygun hale getirilir. Delme-patlatma üretim yöntemi, teknolojik olarak nispeten kolay ve ekonomiktir. Bunun yanında açık ocak madenciliğinin birçok alanında jeodezik ölçümlerden de faydalanılmaktadır. Özellikle yapılan patlatma sonucu ortaya çıkan gevşetilmiş malzeme hacminin ve kütlesinin belirlenmesi de bu ölçümler arasındadır. Bu çalışmada küresel konumlandırma sistemi (GPS) ölçümleri kullanılarak patlatmalar neticesinde gevşetilen hacim ve buna bağlı olarak da her bir atımda üretilen kalker kütlesi hesaplanmaya çalışılmıştır. Çalışmaya konu olan kalker ocağı Konya İli Selçuklu İlçesi Karaömerler Köyü civarında olup Konya-Ankara karayolu, Sarayönü-Altınekin köprülülük kavşağının yapımında kullanılacak asfalt ve betonun yapımı için gereken malzemenin tedarikini sağlamaktadır. Ocakta uygulanan patlatma tasarımına göre delik boyları yaklaşık 16 m, delikler arası mesafe 3 m ve dilim kalınlığı da yaklaşık 3.5 m olacak şekilde dizayn edilmiştir. Her atımda yaklaşık 45 delik delinmektedir. Hesaplamalarda GPS yardımı ile patlatma öncesi ve sonrası ölçümler yapılmış ardından elde edilen ölçümler üzerinden enkesitler çıkarılarak hacim hesabı yapılmış ve atımdaki üretim miktarına ulaşılmaya çalışılmıştır.

ABSTRACT: In most of the quarries, excavation works are carried out using drilling-blasting technics. Rocks that cannot be excavated are blasted and made suitable for loading. Drilling-blasting production method is technologically relatively easy and economical. In addition, geodetic measurements are used in many areas of open pit mining. In particular, the volume and mass of the blasted material is determined also from these measurements. In this study, by using global positioning system (GPS) measurements, it was tried to calculate the blasted volume as a result of detonations and accordingly the mass of limestone produced in each blast. The limestone quarry in Karaömerler Village of Konya-Selçuklu District, which is the subject of study, supplies the materials needed for the construction of asphalt and concrete to be used in the construction of Konya-Ankara highway, Sarayönü-Altınekin bridge junction. According to the applied blasting design, the hole is designed to have a length of about 16 m, a spacing of 3 m and a slice thickness of about 3.5 m. Approximately 45 holes are perforated at each stroke. In the calculations, measurements were made before and after the blasting with GPS. Then, cross sections were taken out from the obtained measurements, volume calculation was made and the production amount in the shot was tried to be reached.

1. GİRİŞ

Maden işletmelerinde hacim hesapları çok önemlidir. Üretilmesi planlanan cevherin açığa çıkarılması için yapılan kazı, yükleme, boşaltma, kesme, dökme ve araziye gevşetme gibi çalışmalara örtü kazısı veya dekapaj denir. Dekapaj kazılarının da sürekli ölçülmesi ve ortaya çıkan hacimlerin hesaplanması gerekmektedir. Kazı öncesi ve sonrası yapılacak iş miktarının ve işletme sahasındaki rezerv miktarının hesaplanmasında,

ayrıca imalat haritalarının çıkartılmasında hacim hesabından faydalanılır.

Ölçme işlemlerinin hassas olarak yapılması gereken madencilik işlerinde günümüz bilgisayar teknolojilerinin uygulanması şarttır. Bunun temel sebebi, yapılacak işlerin daha hızlı, kolay ve doğru bir şekilde yapıp, verilerden daha kesin sonuçlar elde edilmesi ve hata oranının en düşük seviyeye indirilmesidir.

Bu konuda, Avcı (2010) çalışmasında, iki yüzey arasında hacim hesabı için fotogrametrik

yöntemler ile veri toplayarak sayısal arazi modeli oluşturmuştur. Bir kum ocağı için kazı öncesi ve sonrasına göre elde edilen veriler yardımıyla iki yüzey arasındaki hacim değerini farklı CAD programları ile hesaplayarak geliştirdiği yeni bir hacim hesabı programı ile elde ettiği hacim değerlerini kıyaslamıştır. Kıyaslamada gerçek hacim değerleri olarak taşınan hafriyat miktarı referans alınmıştır.

An (2007), yaptığı çalışmada, Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumuna bağlı Çanakkale İli Çan İlçesi sınırlarında yer alan açık maden işletmesi için jeodezik ölçümler yapmış ve işletme sınırları içerisindeki kömür havzası için sayısal arazi modeli oluşturmuştur. Elde edilen model üzerinden kesitler alarak yapılması gereken dekapaj kazı miktarını, üçgen yüzeylerin belli bir referans yüzeyine göre hacim hesabı yöntemini kullanarak hesaplamıştır.

Yanalak (1997), çalışmasında, sayısal arazi modellemede kullanılan enterpolasyon yöntemleri, üçgenleme algoritmaları ve hacim hesaplama yöntemlerini detaylı bir biçimde kullanarak sayısal arazi modeli oluşturmak üzere seçilen yedi farklı arazi grubu üzerinde, farklı enterpolasyon yöntemleri kullanmış ve oluşturduğu alt ve üst yüzeyler arasında hacim hesaplamaları yapmıştır. Uygulama sonuçlarına göre sayısal arazi modelini temsil eden dayanak noktaları arasındaki mesafe, enterpolasyon yöntemleri, kesit aralığı ve üçgenlemede kullanılan kritik daire yarıçapı konuları üzerinde değerlendirmeler yapmıştır.

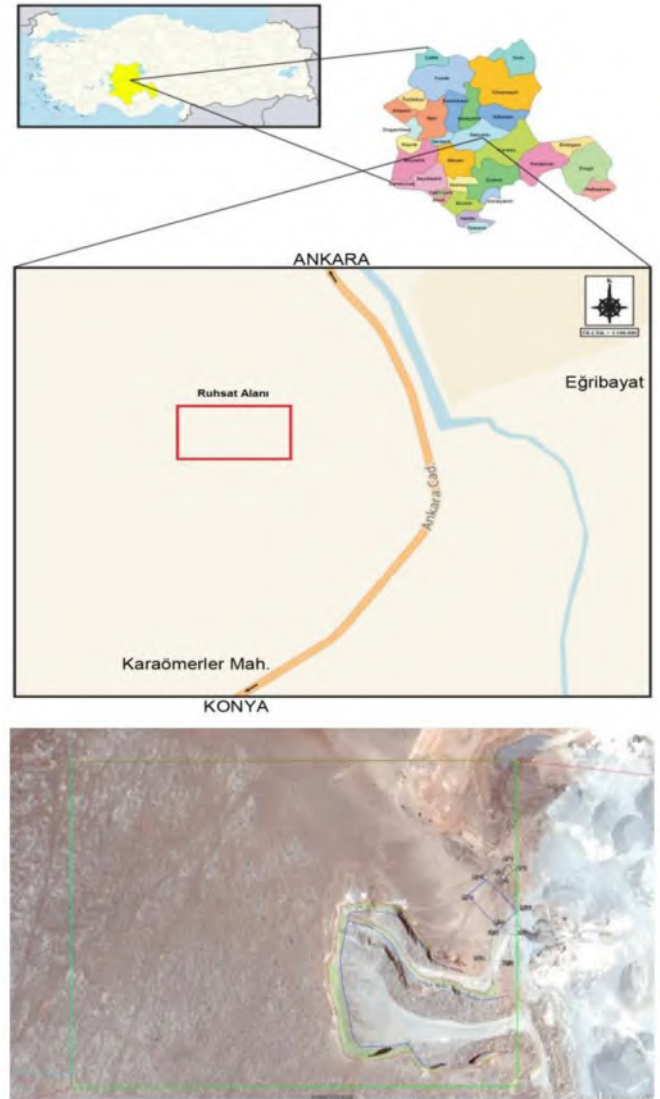
Bu çalışmada, Konya-Altınekin köprülÜ kavşağı yapımında kullanılacak asfalt ve beton için kullanılacak malzemenin tedariki projesi için patlatma öncesi ve sonrası jeodezik ölçümler yapılarak sayısal arazi modeli oluşturulmuş sonrasında şev taramaları ve üçgen modellemeler ile enkesitler oluşturularak hacim hesabı yapılmıştır.

2. ARAZİ ÇALIŞMALARI

2.1. Çalışma Alanı

Çalışma alanı, Konya İli Selçuklu İlçesi Karaömerler Köyü civarında Konya-Ankara karayolunun 33.km'sinde (Şekil 1), Karayolları 3. Bölge Müdürlüğü tarafından, Altınekin Farklı Seviyeli KöprülÜ Kavşağı yapımında kullanılacak asfalt ve betonun elde edilmesi için EYAK İnşaat tarafından işletilen taş ocağıdır (Şekil 1). Ocak bölgesinde genel formasyon mavi-gri, yer yer siyahımsı, gri renkli, kalın katmanlı, kısmen hafif,

sert ve çatlaklı olup, çatlakları kalsit damarları ile dolguludur. Yer yer killi, kumlu, dolomitik ve breşik kireçtaşı seviyeleri mevcuttur. Kalker malzemesinin özgül ağırlığı 2.6 gr/cm^3 , sertlik derecesi 3, kabarma katsayısı 1.6'dır. Mevcut masif ve çatlaklı formasyonlar delme-patlatma yolu ile gevşetilmektedir. Gevşetilen formasyon iş makineleri yardımı ile kırma-eleme tesisine getirilip tane boylarına göre sınıflandırılmaktadır. Sınıflandırılmış malzemeler karayolu taşımacılığı ile piyasaya satışa sunulmaktadır. Her atımda yaklaşık 40-50 delik delinmektedir. Bu çalışma kapsamında incelenen atımda ise 45 delik delinmiştir ve delik boyları 16 m'dir. Dilim kalınlığı 3.5 m ve delikler arası mesafe 3 m'dir. Deliklerin delinmesinde kullanılan tijlerin uzunluğu 6 m olup elmas matkapla delinen deliklerin çapı 89 mm'dir.



Şekil 1. Taşocağının yer buldu haritası ve uydu görüntüsü

2.2. Arazide Yapılan Ölçümler

Arazide yapılan jeodezik ölçümler Leica GS-15 GPS (Küresel Konumlama Sistemi) ile yapılmıştır. Öncelikle bir adet GPS, RTK (Gerçek zamanlı kinematik ölçü yöntemi) baz istasyonu olarak ve Karayolları 3. Bölge Müdürlüğü tarafından tahsis edilmiş P.17/1 no'lu ED-50 3° ve Y=476135.205 X=4218975.420 Z=1007.026 koordinat sistemli poligona kurulmuştur.

Günümüzde yüzey bilgisinin klasik ölçmeler ile toplanması, elektronik takeometre ve GPS ile yapılmaktadır. Elektronik takometrelere göre birçok avantaj sağlayan GPS teknolojilerinin yaygınlaşması ile mühendislik amaçlı çalışmalarda GPS kullanımı hızla artmıştır. Özellikle RTK günümüzde en yoğun kullanılan yöntemdir (Kahveci ve Yıldız, 2009).

RTK-GPS yöntemi ile arazideki bir noktaya ilişkin koordinatların $\pm 2-5$ cm ile belirlenmesi olasıdır. Bununla beraber RTK-GPS yöntemiyle koordinatların istenirse yerel bir koordinat sistemde ya da ülke sisteminde araziye $\pm 2-5$ cm'lik bir duyarlılıkta aplikasyonu yapılabilir (Mekik ve Arslanoğlu, 2003).

Öncelikle patlatma öncesi delik delinen noktaların üzerinde ve etrafında jeodezik ölçüm yapılmış ardından patlatma sonrası oluşan alandan şev diplerinden ve şev üstlerinden yeniden ölçüm yapılmıştır.

Patlatma alanının topoğrafyası üzerinden alınan noktalar patlatma alanını en iyi şekilde temsil etmesine dikkat edilmiştir. Ölçümler yapılırken arazi bilgileri yükseklik farkı gözetilerek çok sık olmayacak şekilde alınmıştır.

3. ARAZİDEN ELDE EDİLEN VERİLERİN DEĞERLENDİRİLMESİ

3.1. Ölçüm Çalışmaları

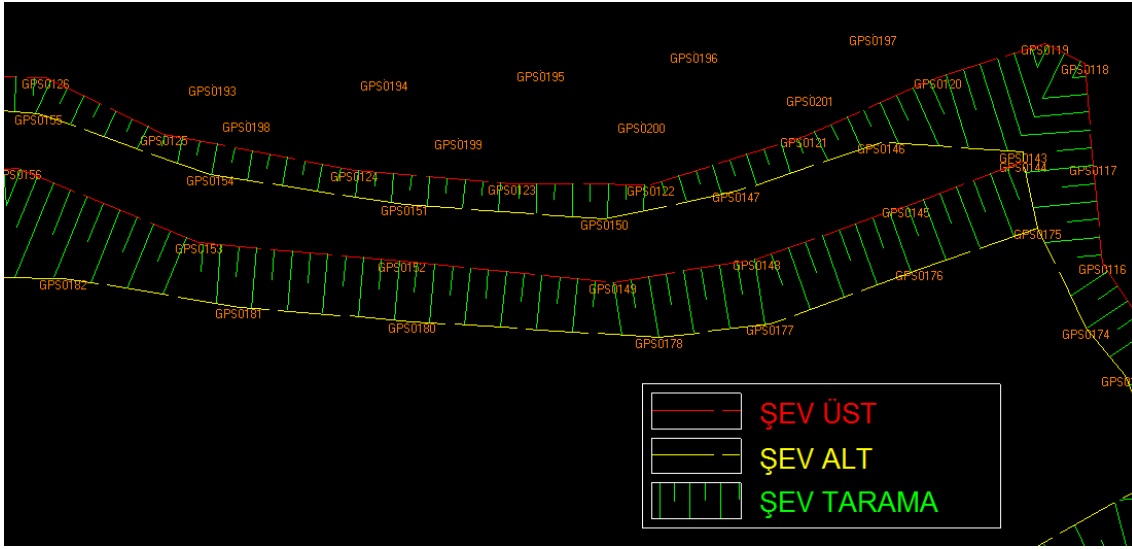
“Netcad yazılımı” özellikle haritacılık ve planlama alanlarında tercih edilen; halihazır harita üretimi, imar planı çizimi, parselasyon haritaları yapımı ve imar uygulamalarının her türlü çizimi ile raporlarının hazırlanması, arazi toplulaştırma ve kamulaştırma haritalarının üretimi, yağmurlama projeleri, ulaşım projesi tasarımı ve coğrafi bilgi sistemleri çalışmalarını yapabilen bir bilgisayar destekli tasarım (CAD) yazılımıdır. Netcad yukarıda sıralanan işlemlerin yapılabileceği birçok alt modülden oluşmaktadır (Doğruluk, 2013). Bu çalışmada, sayısal arazi modeli “Netsurf modülü” ile, karayolu tasarımı modülü “Netpro”

kullanılmıştır. Üçgen modelleme, şev taramaları ve kübaj tabloları için Netsurf modülü kullanılırken güzergâh oluşturma, şevli kotlu plan ve enkesitler için ise Netpro modülü kullanılmıştır.

Sayısal arazi verileri Netcad ortamına aktarıldıktan sonra öncelikli olarak şev üstünden ve şev dibinden alınan noktalar üzerinden şev taraması yapılarak kot farkları ortaya çıkarılmıştır. Şev taraması ile şev üst ve şev altları belirlenirken üçgen modelleme işlemi ile noktalar arasındaki en düşük kot değeri ile üst yüksek kot değeri belirlenir ve üçgenler oluşturulur. Patlatmadan sonra patlatılan alanın tam olarak hacminin çıkartılması için dikkat edilecek en önemli unsur oluşturulacak güzergahın patlatma yapılan bölgeyi tamamen kapsamasıdır. Güzergâh öncelikle patlatma yapılan sayısal arazi verisinin üzerinden oluşturulur. Bu yüzden güzergâh oluşturulurken patlatılan alanı kapsayan bir uçtan bir uca görecekte şekilde çizilmiştir. Oluşturulmuş olan güzergâh üzerinden enkesitler 2 metre aralıkla çizilerek hassas bir hacim hesabı çıkarılması sağlanmıştır.

Bu aşamaya kadar yapılan işlemler, patlatma sonrası için yapılan sayısal veri alımı için olup aynı işlemler patlatma öncesi alımlar için de yapılmıştır. Şev taraması ve üçgen model oluşturulduktan sonra güzergâh için aynı alan üzerinden patlatma sonrası için tanımlanan güzergâh tanımlanır. Fakat enkesitler patlatma sonrasında ayrı olarak oluşturularak iki enkesit farkına göre patlatmanın hacmi hesaplanmıştır. Patlatma öncesi ve patlatma sonrası enkesitler oluşturulduktan sonra bu iki enkesit üst üste getirilerek aradaki farka göre hacim hesabı yapılmıştır.

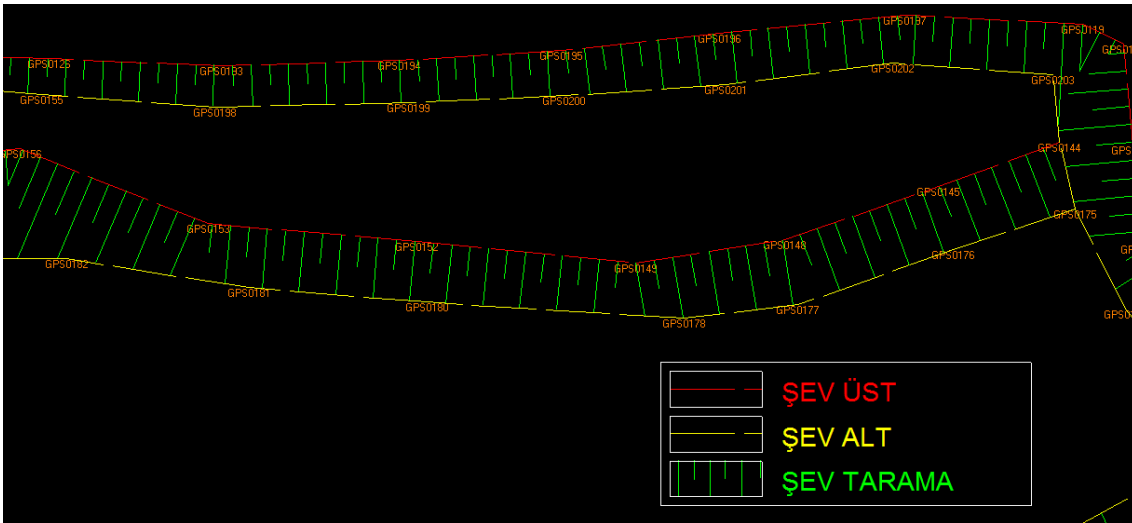
Şekil 2’de patlatma sahasında, patlatma öncesinde GPS ile yapılan ölçümler görülmektedir. Alınan her bir noktanın koordinatları vardır. Yapılan ölçümler sonucunda kot farklarının ortaya çıkabilmesi için şev taramaları yapılmış; şev üstleri ve şev altları belirtilmiştir. Arada kalan boşluk ise basamaktır. Şev üstünde bulunan noktalar patlatma yapılacak alandan alınmıştır. Patlatma için 45 delik delinmiş, delikler arası mesafe yaklaşık 3 metre olarak belirlenmiştir. Dilim kalınlığı da yaklaşık olarak 3.5 metredir. Ölçüm yapılan noktalar delikleri temsil etmemektedir. Ölçüm noktaları sadece delik delinen bölgede yüksekliklere dikkat edilerek ve ara mesafeleri sabit tutularak alınmıştır. Patlatma yüzeyinden lineer enterpolasyon ile düzensiz üçgenler oluşturabilmek için ölçüm yapılırken noktaların üçgen şeklinde alınması enterpolasyonu daha sağlıklı hale getirmiştir.



Şekil 2. Patlatma öncesi yapılan jeodezik ölçümden elde edilen sayısal verilerden şev üst ve şev alt taraması

Şekil 3’de patlatma sonrası basamağın genişlediği ve patlatma alanında şev aynasının gerilediği ve şev basamağının genişlediği görülmektedir. Basamağın genişlemesi ortaya çıkan hacmin arttığını göstermektedir. Patlatma

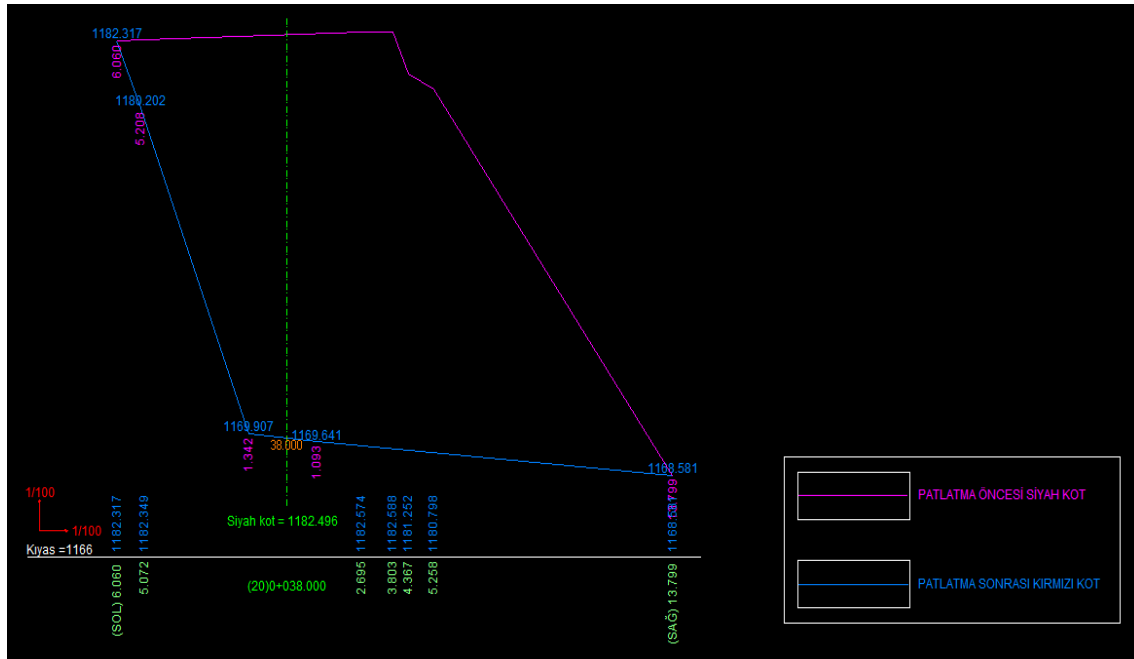
alanından önce üçgen oluşturulup kotlar arası enterpolasyon yapılarak, ardından patlatma öncesi ve sonrası enkesitler üst üste getirilerek hacim ortaya çıkarılmıştır.



Şekil 3. Patlatma sonrası yapılan jeodezik ölçümden elde edilen sayısal verilerden şev üst ve şev alt taraması

Şekil 4’te patlatma öncesi ve sonrası birbiri üzerine oturtulmuş enkesitlerde yüzey alanı görülmektedir. Patlatma yapılan alan, patlatma sonrasında basamak haline gelmiştir. Ortadaki yeşil kesikli çizgi oluşturduğumuz güzergahı göstermektedir.

Bütün enkesitlerden ayrı ayrı yüzey alanı ve yoğunluk ile de hacim hesabı yapılabilir. Ölçüm sonucunda enkesitler üzerinden kübaj tablosu (Çizelge 1) oluşturularak patlatma hacmi kümülatif hacim değerinin en alt satırında yarma kısmında görülmektedir.



Şekil 4. Patlatma öncesi ve patlatma sonrası oluşan yüzey alanı

Çizelge 1. Kübaj tablosu ve toplam hacim

Kilometre	Ara Uzaklık (m)	ALAN (m ²)		HACİM (m ³)		KÜMÜLATİF HACİM (m ³)		BRÜKNER DEĞERİ
		YARMA	DOLMA	YARMA	DOLMA	YARMA	DOLMA	
0+102.000	2.000	74.133	-	142.750	-	12662.633	-	+12662.633
0+104.000	2.000	74.820	-	148.953	-	12811.586	-	+12811.586
0+106.000	2.000	72.746	-	147.566	-	12959.152	-	+12959.152
0+108.000	2.000	68.431	-	141.177	-	13100.329	-	+13100.329
0+110.000	2.000	61.900	0.024	130.331	-	13230.660	-	+13230.660
0+112.000	2.000	51.905	0.162	113.805	0.186	13344.465	0.186	+13344.279
0+114.000	2.000	32.871	-	84.776	0.001	13429.241	0.187	+13429.054
0+116.000	2.000	18.928	-	51.799	-	13481.040	0.187	+13480.853
0+118.000	2.000	7.800	-	26.728	-	13507.768	0.187	+13507.581
0+119.740	1.740	-	-	6.786	-	13514.554	0.187	+13514.367

Örnek çizelgede enkesitlerden elde edilen hacim hesaplamasının 0+102.000 ile 0+119.740 metreler arasındaki hesaplama yöntemi görülmektedir. Bu işlem 0+000.000 ile 0+119.740 metre arasındaki tüm enkesitler hesaba katıldığında bulunan toplam hacim 13514.367 m³'tür. Bu miktar bir atımda gerçekleşen malzeme üretim miktarıdır (Çizelge 1).

Çizelgede görülen alan sütununda her kesit için ayrı ayrı hesap edilen hacim miktarı görülmektedir. 0+102.000 metredeki kesit için 74.133 m³ hacim görülmektedir. Hacim sütununda ise her kesitin bir önceki kesitiyle toplamı görülmektedir. 0+102.000 ile 0+104.000 metrelerde ki kesitin toplam hacmi 148.953 m³'tür. Kümülatif sütununda ise

hesaplanması gereken kesite kadar toplam hacim görülmektedir. 0+102.000 metredeki kesite kadar toplam hacmimiz 12662.633 m³'tür. Brükner sütununda kesitler arasında yarma ve dolgu farkının toplam değeri görülmektedir. 0+119.740'da bulunan son kesitte toplam brükner değeri yani atımda üretilen toplam malzeme miktarı 13514.367 m³ olarak belirlenmiştir.

SONUÇLAR

- CAD yazılımları kullanılarak yapılan hacim hesaplamaları, madencilikte açık ocak ve yeraltı işletmelerinde sık kullanılmakta olan kullanışlı çalışmalardır.

- Sayısal arazi verilerinin elde edildiği bu jeodezik ölçüm sonucunun doğruluğunun artması için GPS kullanımı sırasında RTK baz istasyonu kullanılması sonuçları daha hassas hale getirmiştir.
- Jeodezik ölçüm esnasında en fazla 20 metre aralıklarla noktaların okunup kaydedilmesi ölçümün doğruluğu açısından daha verimli olacağı için en fazla 20 metre aralıklarla noktaların alımı yapılmıştır.
- Şev üst ve şev alt taramalarının yapılması kotları yazılım içerisinde okunur hale getirmiş, enkesitler üst üste getirilirken bu kot farkından yararlanılmıştır.
- Güzergâh patlatma alanının başından sonuna kadar çizilmiş, enkesitler patlatma alanı için sınırlandırılarak patlatma alanı dışında kalan bölgenin hacminin kübaj tablosunda dolgu sütununda görülmesi ve yanlış alanın hacim hesabına dahil olması engellenmiştir.
- Enkesit parametrelerinde enkesit aralıkları ne kadar az aralıkla belirlenirse üçgen modellemenin enterpole ettiği noktalar arasındaki kotlar o kadar doğru hacim hesabına yansıtacağı için enkesit aralıkları 2 metre olarak belirlenmiştir.
- Patlatma esnasında kotların 1182.80 den 1164.85 civarına düşmesi nedeniyle kübaj tablosunda ortaya çıkan hacimler doğru olarak yarmada görülmüştür.
- Kesitlerin sona erdiği 0+119.740 m'de toplam hacim 13514.367 m³ olarak belirlenmiştir.

KAYNAKLAR

- An, B., 2007, Açık Maden İşletmelerinde Jeodezik Uygulamalar, Yüksek Lisans Tezi, Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- Avcı, Ü., 2010. İki Yüzey Arasında Hacim Hesabı Yapan Program ve Algoritma Geliştirme, Selçuk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi.
- Doğruluk, M., 2013, Sayısal Arazi Modellerinin Karayolu Projelerindeki Hacim Hesaplamalarına Etkisi, Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, Konya, 3-5, 18-19, 69-70.
- Kahveci, M., Yıldız, F., 2009, GPS/GNSS Uydularla Konum Belirleme Sistemleri, Nobel Yayın Dağıtım, Ankara.
- Mekik, Ç., Arslanoğlu, M., 2003, Gerçek Zamanlı Kinematik GPS Konumlarının Doğruluk Analizi ve Bir Örnek Uygulama, 9. Türkiye Harita Bilimsel ve Teknik Kurultayı, Ankara.
- Yanalak, M., 1997. Sayısal Arazi Modellerinden Hacim Hesaplarında En Uygun Enterpolasyon Yönteminin Araştırılması, İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, Doktora Tezi.

Açık İşletme Patlatmalarının Yeraltı Maden Ocaklarına Olan Etkileri

G. G. Uyar

Hacettepe Üniversitesi, Maden Müh. Böl. Ankara

E. Yaman

Dokuz Eylül Üniversitesi, Maden Müh. Böl. Ankara

N.O. Güngör & A. Arpazlı

Hacettepe Üniversitesi, Maden Müh. Böl. Ankara

ÖZET: Madencilikte neredeyse en çok kullanılan uygulamalardan biri olan patlatmaların çevreye etkileri, uzun yıllardan beri dünya genelinde üzerinde oldukça sık çalışılmış bir konudur. Patlatmaların başarılı yapılmadığı durumlarda ortaya çıkan yüksek genlikli sismik dalgalar, çevredeki yerleşim yerleri, binalar, yapılar, madenlerde bulunan şevler ve diğer duraysızlık mekanizmalarında titreşim etkileri yaratarak ciddi zararlar verecektir. Bu çevresel etkiler düşünüldüğünde, patlatma kaynaklı oluşan, özellikle düşük frekanslı yüzey dalgalarının yıkıcı etkilerinden dolayı yer üstündeki etkiler genellikle üzerinde daha çok durulan bir konu olmuştur. Bu çalışmada, hakkında oldukça az araştırma yapılmış olan yer üstü patlatmalarının, işletmelere çok yakın hatta bazı koşullarda işletmelerin hemen altında yer alan yeraltı ocaklarına etkileri incelenmiştir. Açık işletmede yapılan patlatmanın yeraltındaki bir ocağa etkileri ile ilgili yorum yapabilmek için, kaya parçalanma mekanizması, patlayıcı-kayaç etkileşimi, patlatmaların plastik-deformasyon zonu ve elastik zonu gibi önemli parametreleri sismik/sismolojik bilgilerle harmanlayarak bir arada değerlendirmek gerekmektedir. Çalışma kapsamında, Manisa, Soma'da bulunan TKİ-ELİ Linyit İşletmesine bağlı Eynez Açık Ocak Sahası'nda yapılan patlatmaların, Eynez Karanlıkdere Yeraltı Ocağı'na olan titreşim etkileri incelenmiş ve yorumlanmıştır.

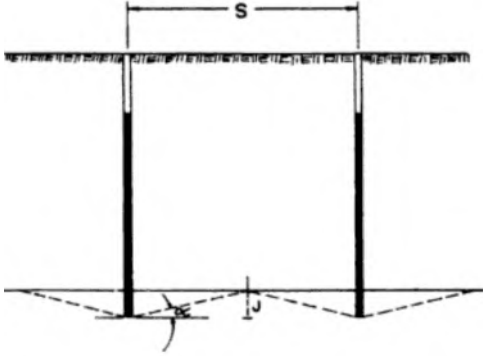
ABSTRACT: Effects of the blastings which are one of the mostly preferred application in mining, to surrounding environment is a broadly studied subject across the world. Vibrations of high magnitudes coming along in the cases in which blastings are not successfully applied will seriously harm surrounding residential areas, buildings, structures or slope stabilities. When all those environmental effects are considered, particularly surface waves with low frequencies have been a subject being focused on more frequently due to their destructive effects on surface. In the concerning study, effect of surface blastings to underground mines which can be relatively close to surface mines or right below them, a very underrated subject, is investigated. So as to comment about underground impacts of a surface blasting, it's necessary to evaluate seismic/seismological information blended with rock breakage mechanism, explosive-rock interaction, plastic deformation zone and elastic zone informations Within the context of the study, Soma resulting vibration effects of the blasting operations being carried out in Eynez Open Pit Mine to Eynez Karanlıkdere Underground Mine in Manisa are investigated.

1 GİRİŞ

Açık işletmelerde yapılan patlatmaların, işletmeye çok yakın, hatta bazı durumlarda işletmenin hemen altında yer alan yeraltı kömür ocaklarına olan etkileri ile ilgili yorum yapabilmek için, kaya parçalanma mekanizması, patlayıcı-kayaç etkileşimi, patlatmaların plastik-deformasyon zonu ve elastik zonu gibi önemli parametreleri bir arada değerlendirmek gerekmektedir.

Açık ocak patlatmalarında, patlayıcının kayaç ile etkileşimi sırasında, enerjinin bir bölümü plastik deformasyon zonu içerisinde kayacın parçalanma/ötelenme işinde kullanılırken, kalan kısmı da elastik (ses ve sismik dalgalar) enerji olarak yayılmaktadır. Plastik deformasyon bölgesi, patlatma paterni ve kullanılan patlayıcı miktarına göre değişmektedir. Basamak tabanını sıfırdan kesebilmek, delik tabanında parçalanmadan kalan tırnak oluşumunu önlemek, arzu edilen parçalanmayı ve ötelenmeyi sağlamak için delik-

ayna mesafesinin 0.3 katı kadar basamak boyundan derin delik delindiği düşünülürse, plastik deformasyon zonunun sınırları daha iyi anlaşılabilir. Şekil 1’de alt delme yapıldığı durumdaki parçalanmanın etki bölgesi görülmektedir.



Şekil 1. Alt delme: 0.3xS (delik-ayna mesafesi) ya da J: $\tan \alpha \times (S)/2$

Açık ocak patlatmalarının yaratacağı plastik deformasyon bölgesini ve elastik enerji ilişkisini anlayabilmek için yüksek hızlı video kamera (YHVK)’dan alınan patlatma görüntüleri ile aynı patlatmaya ait sismik sinyaller dekonvolüsyon (jeofizik veri işlem yöntemi) işlemlerinden geçirilerek, senkronize edilmiş görüntü ve sismik sinyal verileri karşılaştırılarak, patlama sürecinde gelişen olaylar birbirleriyle ilişkilendirilir. Senkronize edilmiş YHVK görüntüsü ile sismik sinyallerin karşılaştırılması (sıfır zamanında, titreşimin başladığı anla görüntü karesinin eşleştirilmesi), patlatmaların doğası hakkında çok önemli bilgiler sağlar. Konu ile ilgili bir çalışma Uyar Aldaş vd. (2010) tarafından bir Tübitak projesi kapsamında gerçekleştirilmiştir.

Literatürde, açık işletmelerde yapılan patlatmaların, yakındaki yeraltı ocaklarına olan etkilerini araştıran çalışmalar bulunmaktadır. Açık işletme patlatmalarından kaynaklanan titreşimlerin yeraltındaki açıklıklara verebileceği hasarı önlemek için 1977 yılında Amerikan Açık Ocak Birliği bir döküman hazırlamıştır (Surface Mining Control and Reclamation Act, 1977). Bu dökümana göre, açık ocakta yapılan patlatmaların yeraltı madenindeki açıklıklara hasar vermemesi için izin verilen titreşim değeri, ölçekli mesafe (Scaled-distance, SD) SD: 60 için 1inch/saniye (25.4 mm/s) dir.

Ölçekli mesafe:

SD: $R / (Q)^{1/2}$ formülü ile gösterilmektedir.

Burada;

R: patlatma-ölçüm yeri arasındaki mesafe, m

Q: aynı anda patlatılan patlayıcı madde miktarı, kg ifade etmektedir.

1977 yılında hazırlanan bu dökümanda, ölçekli mesafe, SD’nin 60 olduğu durum için 25.4 mm/s titreşim hızına izin verilmektedir. Patlayıcı ve patlatma etkileri ile uğraşan araştırmacılar, yapılar için izin verilen en yüksek titreşim değerinin USBM kriterine göre 12.5 mm/s (frekansın 1-10Hz arasında olduğu durumda) olduğunu hatırlayacaklardır.

Yeraltı açıklıkları için izin verilen değerin daha yüksek olması, yerin içini kat eden dalgaların düşük genlikli ve yüksek frekanslı cisim dalgaları olmalarındandır. Kaldı ki, Türkiye’de, açık işletmelerde yapılan patlatmalarda, çevre yerleşim yerlerindeki yapılara hasar vermemek adına, izin verilen limitlerin altında titreşimler yaratacak şekilde tasarım yapılmasına dikkat edilmek zorunluluğu bulunmaktadır. Yani, asıl amaç yer üstündeki yapılara hasar vermemek olduğu için, zaten 12.5 mm/s titreşim değerini geçmeyecek titreşimlerin yaratıldığı patlatmalar yapılmaktadır. 1977 yılında hazırlanan bu döküman esas alınarak, açık işletme patlatmalarının yeraltı açıklıklarına vereceği titreşimlerin 1 inch/saniye de kontrol altında tutulduğu çalışma, Simpson ve Phang (1997) tarafından gerçekleştirilmiştir. 1977 dökümanı esas alınarak yapılan başka bir çalışma, West Virginia Department of Environmental Protection Office of Explosives and Blasting (2007) tarafından raporlandırılmıştır. Bu çalışmada açık işletmenin yeraltı kömür ocağına mesafesi 63-96 m’dir. Açık işletmedeki patlatmaların yeraltı açıklıklarına etkisini görmek için, açık işletme-yeraltı ocağı sınırında, yüzeye bir sismograf (titreşim ölçer), yüzeyden 114 m aşağıda, hemen yüzeydeki sismografin altına denk gelecek yerde yeraltındaki açıklık tavanına da bir sismograf konmuştur.

Açık ocaktaki işletmede patlatma –sismograf mesafesi 22.86 m’dir. Çok yakında bulunan bu cihazda ölçülen titreşim genliği 8ips (203 mm/s) dir. Yüzeyden 114 m aşağıdaki yeraltındaki cihaz ise hiç titreşim ölçmemiştir. Bu durum, patlatmaların yüksek enerjili titreşimlerini taşıyan

yüzey dalgalarının yer içine nüfuz edememesinden kaynaklandığı madde 2’de açıklanmıştır. Bu rapora konu olan açık işletme ve yeraltı ocağındaki bu çalışma bir yıl süre ile devam ettirilmiş, alınan verilere göre açık işletmedeki patlatma titreşimlerinin yeraltında ölçülenin 2-9 katı arasında olduğu ortaya çıkmıştır.

Yakın tarihlerde yapılan bir başka çalışma Jha ve Deb (2010, 2015)’e aittir. Hindistan’da bir açık kömür işletmesinde yapılan patlatmaların yeraltı kömür işletmesine olan etkilerini anlamak için titreşim ölçümleri yapılmıştır. Çalışmada parçacık hızı-ölçekli mesafe kuramı temel alınmış ve ölçekli mesafe tahmini için gecikme başına düşen patlayıcı madde miktarı, $Q^{0.35}$ ile ölçekli mesafe tahmini yapılmıştır. Ayrıca, yapılan patlatmaların yeraltında yaratacağı etki, BDF (blast damage factor) olarak adlandırılmış ve “hiç etkilemeyen”, “hafif etkili”, “orta etkili”, “çok etkili” olarak gruplandırılmıştır. Buna göre yeraltında ölçülen parçacık hızı 20 mm/s’den az ise “hiç etkilemeyen”; 20-44.68 mm/s arasında ise, “hafif etkili”, 44.68-54.04 mm/s arasında ise “orta etkili”, 54 mm/s’den fazla ise “çok etkili” sınıfına alınmıştır.

Literatürde bulunan az sayıdaki bu çalışmalardan yola çıkılarak, Eynez açık ocağındaki patlatmaların Eynez yeraltı ocağına herhangi bir olumsuz titreşim etkisi olup olmadığı araştırılmıştır.

2 EYNEZ AÇIK İŞLETME PATLATMALARININ EYNEZ YERALTI MADEN OCAĞINA OLAN TİTREŞİM ETKİLERİNİN ARAŞTIRILMASI

TKİ-ELİ Eynez açık işletmesindeki patlatmalardan kaynaklanan titreşimlerin Eynez Karanlıkdere yeraltı ocağına etkilerini anlayabilmek için 10-11 Kasım 2015 tarihlerinde çalışmalar yapılmıştır.

2.1 Çalışma yeri

İnceleme alanı Eynez sahası, Manisa iline bağlı Soma ilçe sınırlarında ve Soma’nın yaklaşık 20 km Güney batısında (Şekil 2’de kırmızı ile işaretli saha) bulunmaktadır. Soma İzmir’e karayolu ile 120 km, Balıkesir’e 75 km ve bağlı bulunduğu Manisa kent merkezine ise 95 km mesafede bir maden şehridir. Çalışma alanına aktif olarak

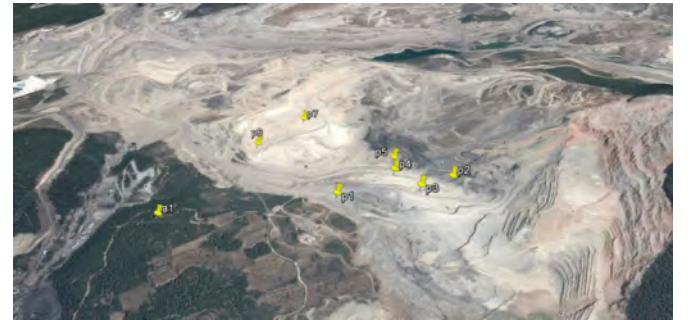
çalışan yeraltı ve açık işletmelerin kullandığı maden yollarını kullanarak ulaşmak mümkündür.



Şekil 2. Manisa Soma TKİ-ELİ Eynez sahası yer bulduru haritası

2.2 Patlatma çalışması: 10.11.2015

TKİ-ELİ Açık İşletmesindeki patlatmalardan kaynaklanan titreşimlerin yeraltı ocağına etkilerini anlayabilmek için 10-11 Kasım 2015 tarihlerinde bir dizi çalışma yapılmıştır. Şekil 3’de patlatma ve ölçüm lokasyonları verilmektedir.



Şekil 3. 11 Kasım 2015 patlatma ölçüm ve lokasyonları

- P2: 10 Kasım patlatması (8 delik)
- P3: 10 Kasım patlatmasından kaynaklanan titreşimleri ölçen cihaz (üst kotta)
- P1: 10 Kasım patlatmasından kaynaklanan titreşimleri ölçen cihaz (kömür kotunda)
- P4: 11 Kasım Patlatma#1 (21 delik)
- P5: 11 Kasım Patlatma#2 (5 delik)
- P6: 11 Kasım Patlatma#3 (118 delik, müteahhit)
- P7: 11 Kasım Patlatma#4 (93 delik, müteahhit)
- a1: Soma Eynez yeraltı ocağının üstüne gelen yeryüzü noktasındaki cihaz yeri

10 Kasım tarihinde, işletme, 16 Marion’un bulunduğu basamakta (506 kot) 8 adet delikten oluşan bir grup patlatması yapmıştır. Bu patlatmadan kaynaklanan titreşim dalgalarının aşağı kotlara indikçe davranışını anlayabilmek için,

455m ve 430m kotlarında iki sismometre ile titreşim ölçümü yapılmıştır. 430m kotu, kömür kotudur. Tablo 1, patlatma tasarım parametrelerini, Tablo 2, titreşim ölçüm sonuçlarını göstermektedir.

Tablo 1. 10 Kasım 2015 patlatma tasarım parametreleri

Patlatma Tasarım	Parametreleri
Delik çapı, D	9 inch
Delik boyu, H	14m
Delik sayısı	8
Delik ayna mesafesi, B	5m
Delikler arası mesafe, S	6m
Patlayıcı, Anfo	200kg
Yemleme Dinamit	2.5kg
Delikler arası gecikme	42ms
Açıklama	Çift tij delinmiştir. Tabana 1.5kg yemleme dinamit, üzerine 125kg Anfo, arasıkılama, arasıkılamanın üzerine 1kg yemleme dinamit, 75kg Anfo, üzerine sıkılama.
Ölçüm yerleri	Patlatma kotu 506m dir. Patlatma bölgesinin altına gelecek şekilde 3 basamak altta 455 kotuna cihaz 13638,430 kotuna yani kömür kotuna cihaz 12270 yerleştirilmiştir.

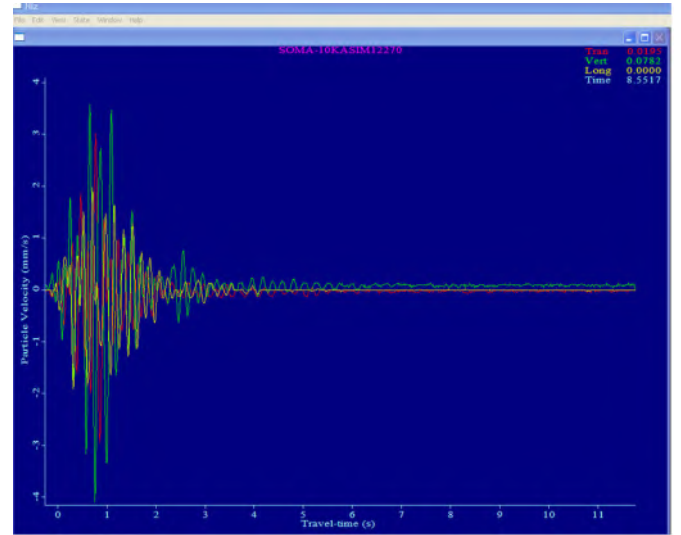
Tablo 2. 10 Kasım 2015 patlatmasından kaynaklanan titreşim ölçümleri

Tarih	Cihaz	Q,kg	R	Yanal bileşen, mm/s	Düsey bileşen, mm/s	Boyuna bileşen, mm/s	Vektörel toplam mm/s	Etken Frekans,Hz
10.11.2015	13638	200	51m alt kotta	1.78	2.54	3.94	3.97	4-5
10.11.2015	12270	200	76m alt kotta	3.05	4.19	2.03	5.12	4-6

Q: gecikme başına düşen patlayıcı miktarı

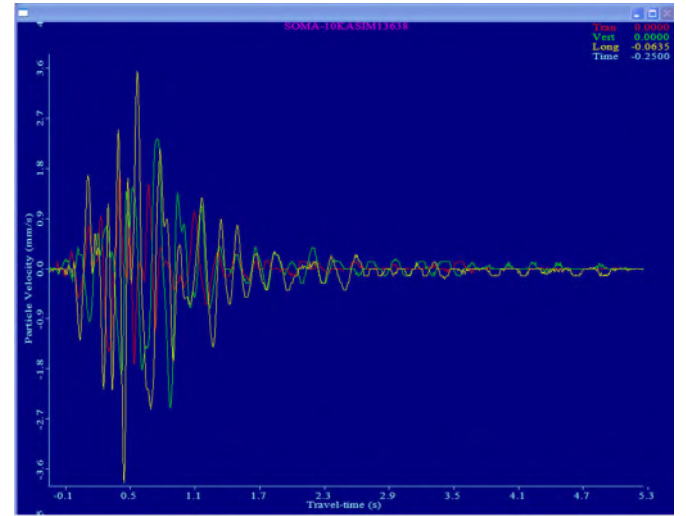
R: patlatma, ölçüm yeri arası mesafe

Şekil 4 ve 5, sırasıyla TKİ-ELİ Eynez Açık Ocağında 10 Kasım 2015’de yapılan patlatmanın (patlatma kotu:506m), patlatma yapılan kottan 51m aşağıdaki kotta (kot: 455m) ve 76m aşağıdaki kotta (kot:430m) alınan 3 bileşendeki titreşim kayıtlarını göstermektedir. Gerek Tablo 2’deki en yüksek parçacık hızı genliklerine, gerekse de Şekil 4 ve 5’deki sinyallere bakıldığında, patlatma bölgesinden aşağıdaki kotlarda bulunan cihazlardan, en altta olanı, yani kömür kotuna konanı, bir üst kottakine göre daha yüksek titreşim genliği ölçmüştür. Özellikle Şekil 5’de, 2. saniyeden sonra, düsey bileşende tekrar bir genlik artışı dikkati çekmektedir. Cihaz 13638, patlatmaya düsey mesafede cihaz 12270’e göre daha yakın olmasına rağmen, daha düşük titreşim genlikleri ölçmüştür.



Şekil 4. Soma TKİ-ELİ Eynez açık ocağında 10 Kasım 2015’te yapılan patlatmanın (patlatma kotu: 506m), patlatma yapılan kottan 51m aşağıdaki kotta (kot:455m) alınan 3 bileşendeki titreşim kaydı

Şekil 5. Soma TKİ-ELİ Eynez açık ocağında 10 Kasım 2015’te yapılan patlatmanın (patlatma kotu: 506m), patlatma yapılan kottan 76m aşağıdaki kotta (kot:430m) alınan 3 bileşendeki titreşim kaydı



2.3 Patlatma çalışması: 11Kasım 2015

11 Kasım tarihinde, işletmede iki adet patlatma yapmıştır. Ayrıca, Müteahhit sahasında da iki adet grup patlatması yapılmıştır. Bu dört patlatmadan kaynaklanan titreşim genliklerini ölçmek ve değerlendirmek için, Soma Kömürleri Eynez yeraltı ocağına iki adet sismograf konmuştur. Yeraltındaki cihazların bulunduğu bölgenin üstünde, yeryüzüne de bir adet titreşim ölçer sismograf yerleştirilmiştir. Yerüstündeki cihaz#12270 ile yeraltındaki cihaz#13638 arasında düşeyde yaklaşık 114m kot farkı bulunmaktadır. Yeraltına yerleştirilen diğer cihaz#12269 ise,

cihaz#13638'den 50m daha aşağı kota yerleştirilmiştir. Tablo 3, yapılan patlatma parametrelerini göstermektedir. Tablo 4, patlatmalardan kaynaklanan titreşim değerlerini vermektedir. Patlatma ve ölçüm lokasyonları Şekil 3'de verilmiştir.

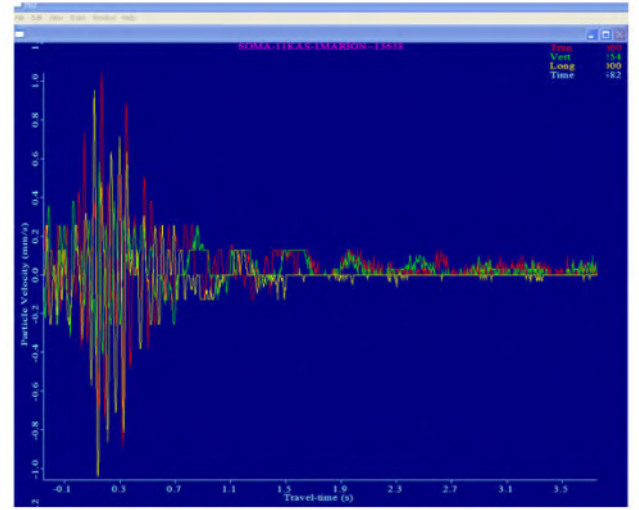
Tablo 3. 11 Kasım 2015'te yapılan patlatmaların tasarım parametreleri

Patlatma#1	Patlatma#2	Patlatma#3	Patlatma#4
Yer:10Marion	Yer:1Marion	Yer:Muteahhit üst kot,472m	Yer:Muteahhit alt kot,456m
Delik sayısı: 21 (3 sıra)	Delik sayısı: 5 (tek sıra)	Delik sayısı: 118(3 sıra)	Delik sayısı: 93(3 sıra)
Delik çapı: 228,6mm	Delik çapı: 228,6mm	Delik çapı: 174mm	Delik çapı: 174mm
Delik boyu:14m	Delik boyu:14m	Delik boyu:9m	Delik boyu:9m
Delik ayna mesafesi:5m	Delik ayna mesafesi:5m	Delik ayna mesafesi:3m	Delik ayna mesafesi:3m
Delikler arası mesafe:6m	Delikler arası mesafe:6m	Delikler arası mesafe:4m	Delikler arası mesafe:4m
Patlayıcı, Anfo:200kg	Patlayıcı, Anfo:200kg	Patlayıcı, Anfo:80g	Patlayıcı, Anfo:80g
Yemleme dinamit: 2.5kg	Yemleme dinamit: 2.5kg	Yemleme dinamit: 625gr	Yemleme dinamit: 625gr
Delikler arası gecikme:42ms	Delikler arası gecikme:42ms	Delikler arası gecikme: 25ms-42ms-67ms	Delikler arası gecikme: 25ms-42ms-67ms
Açıklama: Çift tij delinmiştir. Tabana 1.5kg yemleme dinamit, üzerine 125kg Anfo, arasıklama, arasıklamanın üzerine 1kg yemleme dinamit, 75kg Anfo, üzerine sıkılama.	Açıklama: Çift tij delinmiştir. Tabana 1.5kg yemleme dinamit, üzerine 125kg Anfo, arasıklama, arasıklamanın üzerine 1kg yemleme dinamit, 75kg Anfo, üzerine sıkılama.	Tabana 625gr yemleme, üstüne 80kg Anfo ve sıkılama.	Tabana 625gr yemleme, üstüne 80kg Anfo ve sıkılama.
Ölçüm yerleri: Soma Kömürleri Eynez yer altı ocağında yüzeyden 114m aşağıda cihaz#13638, bu cihazdan 50m aşağıda cihaz#12269 yerleştirilmiştir. Yüzeye, cihaz#12270 yerleştirilmiştir. Patlatma#1'in, yüzeydeki cihaz#12270'e olan mesafesi, 1250m'dir.	Ölçüm yerleri: Soma Kömürleri Eynez yer altı ocağında yüzeyden 114m aşağıda cihaz#13638, bu cihazdan 50m aşağıda cihaz#12269 yerleştirilmiştir. Yüzeye, cihaz#12270 yerleştirilmiştir. Patlatma#2'nin, yüzeydeki cihaz#12270'e olan mesafesi, 670m'dir.	Ölçüm yerleri: Soma Kömürleri Eynez yer altı ocağında yüzeyden 114m aşağıda cihaz#13638, bu cihazdan 50m aşağıda cihaz#12269 yerleştirilmiştir. Yüzeye, cihaz#12270 yerleştirilmiştir. Patlatma#3'un, yüzeydeki cihaz#12270'e olan mesafesi, 650m'dir.	Ölçüm yerleri: Soma Kömürleri Eynez yer altı ocağında yüzeyden 114m aşağıda cihaz#13638, bu cihazdan 50m aşağıda cihaz#12269 yerleştirilmiştir. Yüzeye, cihaz#12270 yerleştirilmiştir. Patlatma#4'un, yüzeydeki cihaz#12270'e olan mesafesi, 900m'dir.

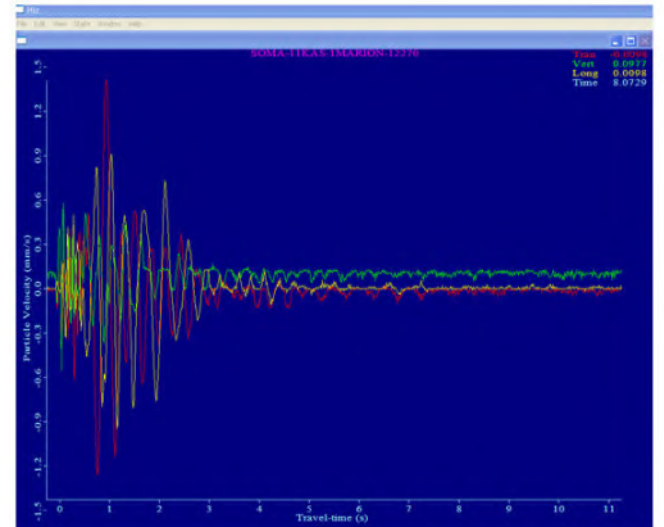
Tablo 4. 11 Kasım 2015 patlatmalardan kaynaklanan titreşim ölçümleri

Patlatmalar	Tarih	Cihaz	Q,kg	R,m	Yanal bileşen, mm/s	Düsey bileşen, mm/s	Boyuna bileşen, mm/s	Vektörel toplam mm/s	Etken Frekans,HZ
Patlatma#1	11.11.2015	12270	200	1250	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok
		13638	200	1250	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok
		12269	200	1250	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok
Patlatma#2	11.11.2015	12270	200	670	1.52	0.762	1.02	1.61	2.5-3
		13638	200	670	1.14	0.635	1.14	1.43	15-16
		12269	200	670	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok
Patlatma#3	11.11.2015	12270	80	650	2.41	1.14	3.43	3.56	2.5-3
		13638	80	650	0.508	0.635	0.381	0.813	2
		12269	80	650	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok
Patlatma#4	11.11.2015	12270	80	900	0.508	0.635	0.635	0.791	3-3.5
		13638	80	900	0.635	0.635	0.381	0.823	20
		12269	80	900	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok	Kayıt yok

Şekil 6 ve Şekil 7'de Patlatma#2'den kaynaklanan titreşimlerin, Soma Eynez yeraltı ocağında ve bu lokasyonda yeryüzündeki izdüşümüne yerleştirilen cihazda alınan üç bileşenli titreşim genlikleri verilmiştir. Patlatma#1'den cihaza titreşim yansımamıştır, kayıt alınamamıştır.



Şekil 6. Soma TKİ-ELİ Eynez açık ocağında 11 Kasım 2015'te yapılan patlatma#2'nin, yeryüzündeki cihaz#12270'ten alınan 3 bileşenli titreşim kaydı (R:670m)



Şekil 7. Soma TKİ-ELİ Eynez açık ocağında 11 Kasım 2015'te yapılan patlatma#2'nin, yeraltındaki cihaz#13638'den alınan 3 bileşenli titreşim kaydı (R:670m)

3 SONUÇLAR

Çalışmada ölçülen parçacık hızları ve dalga biçimleri değerlendirildiğinde aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir;

❖ Patlatma#1, ölçüm noktalarına 1250m mesafede olduğu için, bu uzaklığa herhangi bir titreşim gelmemiştir.

❖ Patlatma#2, 5 delikli bir grup patlatmasıdır, yüzeydeki ölçüm istasyonuna 670m mesafededir. Aynı anda patlatılan patlayıcı miktarı 200kg'dır. Bu patlatmadan yüzeydeki cihaz 1.61mm/s genlik ölçerken, bu noktanın altında, yeraltına

yerleştirilen cihaz da yakın bir değer ölçmüştür, 1.41mm/s.

❖ Patlatma#3, 118 delikli bir grup patlatmasıdır, yüzeydeki ölçüm istasyonuna 650m mesafededir. Aynı anda patlatılan patlayıcı miktarı 80kg'dır. Bu patlatmadan yüzeydeki cihaz 3.56mm/s genlik ölçerken, bu noktanın altında, yeraltına yerleştirilen cihaz 0.813mm/s ölçmüştür.

❖ Patlatma#4, 93 delikli bir grup patlatmasıdır, yüzeydeki ölçüm istasyonuna 900m mesafededir. Aynı anda patlatılan patlayıcı miktarı 80kg'dır. Bu patlatmadan yüzeydeki cihaz 0.751mm/s genlik ölçerken, bu noktanın altında, yeraltına yerleştirilen cihaz 0.823mm/s ölçmüştür.

❖ Patlatma#2'de delik boyu 14m'dir. Delikler derin olduğu için, yeraltına nüfuz eden cisim dalgaları etkin olmuş ve bu yüzden yeraltındaki cihaz da, yerüstündeki titreşim genliğine (1.61mm/s) yakın bir titreşim genliği ölçülmüştür (1.41mm/s). Patlatma#3'de delik boyu 9m'dir. Bu derinlikte yüzey dalgaları etkin olduğu için, yüzeyde yüksek genlik ölçülürken (3.56mm/s), yeraltında 0.813mm/s ölçülmüştür.

❖ Yeraltına yerleştirilen ikinci cihaz (cihaz#12269), birinci cihazdan 50m alt kota yerleştirilmiş olup, bu derinlikte herhangi bir patlatmanın titreşim kaydını ölçmemiştir.

Patlatma#2, 3 ve 4'den kaynaklanan titreşim genlikleri yeraltında 0.8-1.43mm/s arasındadır. Bu genlikler yeraltında herhangi bir zarar verecek genlikler değildir. 1977'de Amerikan Açık Ocak Birliği (Surface Mining Control and Reclamation Act of 1977, the Office of Surface Mining) tarafından hazırlanan bir protokole göre açık işletmelerde yapılan patlatmaların yeraltına verebileceği titreşim sınır değerinin ölçekli mesafenin 60 olduğu bir durumda 1 inch/s (25.4mm/s) olduğu düşünüldüğünde, 0.8-1.43mm/s civarındaki titreşimlerin, izin verilen sınır değerlerin çok altında olduğu söylenebilir. Ancak, kömür kotunda yapılacak patlatmalarda eğer derin delikler delinirse (14 m gibi), kömürdeki kanal etkisi ile genlikleri büyüyen ve derin delik olduğu için yeraltına nüfuz eden cisim dalgalarının genlikleri daha büyük olabilir. Bu durum, 10 Kasım'da yapılan patlatmadan alınan titreşim genliklerinde gözlenmiştir. Kömür kotundaki cihaz, kendisinden daha üst kotta olan ve patlatmaya düşeyde daha yakın olan cihazdan daha yüksek genlik ölçmüştür. Bu durumun

araştırılması, derin deliklerde üreyecek cisim dalgalarının genliklerinin kontrol sınırlarında olabilmesi için patlayıcı miktarları ve gecikmeler ile ilgili çalışma yapılması bu tarihte önerilmiş ve öneri TKİ tarafından dikkate alınarak, çalışmalar başlatılmıştır.

TEŞEKKÜR

Eynez'de yeraltı ve yerüstü maden ocaklarındaki patlatma ve titreşim ölçümü çalışmalarının yapılmasına izin veren Türkiye Kömür İşletmesi ELİ müessese müdürü, müdür yardımcıları, teknik ve idari personele teşekkürlerimizi sunarız.

KAYNAKLAR

- Jha, A.K., Deb, D., (International Society of Rock Mechanics), 2010, Analysis of peak particle velocity at underground mine roof originated from an adjacent surface mine, *Asian Rock Mechanics Symposium*, 23-27 October, New Delhi, India.
- Jha, A.K., Deb, D., 2015, Estimation of damage in an underground mine due to effect of surface blasting, *Journal of Geological Resource and Engineering*, Vol:4, pp. 203-212
- Simpson, T., Phang, M.K., 1997, Effects of surface mine blasting on underground mine openings, ISEE Conference
- Surface Mining Control and Reclamation Act of 1977, the Office of Surface Mining
- West Virginia Department of Environmental Protection Office of Explosives and Blasting ((Report of Relating Surface Coal Mine Scaled Distances to Deep Mine Roof Peak Particle Velocities, 2007)
- Uyar Aldaş, G.G., 2008-2010, Patlatmaların doğrusal olmayan davranışlarının patlatma performansı üzerine etkilerinin araştırılması, Tubitak Proje No: 108M359

Patlatmalı Sığ Tünel Kazılarının Tasarımı ve Sanayi Tesislerine Etkilerinin Kontrolü

Design for Shallow Tunnelling and Inspection of Blasting Effects Under Industrial Plants

Y. Mahmutoglu, G. Şans

İstanbul Teknik Üniversitesi, Maslak İstanbul

A. Kahrıman

Okan Üniversitesi, İstanbul

M. Sarıdede

Gülermak-YSE Adi Ortaklığı, Gaziosmanpaşa Çankaya-Ankara.

ÖZ: Kentsel alanlardaki sığ yeraltı kazılarının sanayi tesislerinin altından geçişi özel önlem ve uygulamalar gerektirir. Kartal-Kaynarca Raylı Sistem Hattı'nı Sabiha Gökçen Havalimanı' na bağlayan metro hattı üzerinde benzer tesisler bulunmaktadır. Hattın belirli kesimleri önemli yapıların, km 0+400 – km 0+640 (sağ hatta göre) arasındaki kesimi ise 1960' lardan günümüze kadar gaz beton üretimi yapılan Türk Ytong Fabrikası' na ait kritik tesislerin altından geçirilmiştir. Patlatmalı tünel kazılarına başlanılmadan önce, Türk Ytong Fabrikası arazisinde, tünel üzerindeki örtü kalınlığının sağ hatta 13 m' ye kadar düştüğü belirlenmiştir. Bu nedenle delme-patlatma tekniğiyle yürütülecek tünel kazılarının fabrikaya ait kritik tesisler açısından risk oluşturduğu belirlenmiş, bu riskin ortadan kaldırılması amacıyla, hattın anılan kesimi için projede öngörülen kazı-destek sistemi revize edilmiş ve bu kesimine özel tasarlanmış bir patlatma paterni uygulanmıştır. Ayrıca, yeraltı kazılarının neden olabileceği oturmalar ve patlatma kaynaklı sarsıntılar sınırlandırılmış ve izlenmiştir. Tasarlanan patlatma paterni, patlatmaların anlık izlenmesi ve değerlendirilmesi şeklinde yürütülen uygulamayla kritik tesislerin bulunduğu fabrika sahasının altından kontrollü geçiş sağlanmıştır. Bildiride bu kapsamda yürütülen çalışmalar sunulmaktadır.

Anahtar Kelimeler: Sığ Tünel, Kazı, NATM, Patlatma Tasarımı, Maksimum Parçacık Hızı.

ABSTRACT: To avoid the risk of damage of industrial plants on shallow underground excavations in urban areas requires special precautions and applications. There are similar facilities on the metro alignment connecting the Kartal-Kaynarca Railway System Alignment to Sabiha Gökçen Airport. Some parts of metro alignment pass under important structures, and section between km 0 + 400 - km 0 + 640 (according to right line) of this metro line excavated under the critical plants belonging to the Turkish Ytong Factory, which has been producing autoclaved aerated concrete (AAC) since 1960. Before, excavation of tunnel by blasting method, it has been determined that the thickness of the overburden is 13 m on the right tube in this area. For this reason, the tunnel excavation which will be carried out by the drilling-blasting method poses a risk for the critical facilities of the factory. In order to avoid to this risk, the excavation-support system proposed in the project was revised and a special blasting pattern designed for this section of the alignment. In addition, subsidence and maximum particle velocity result in blasting during excavations were monitored and thus controlled passage under the industrial plant was ensured successfully. In this study, monitoring works carried out during excavation and the blasting pattern designed for this part of metro line were discussed.

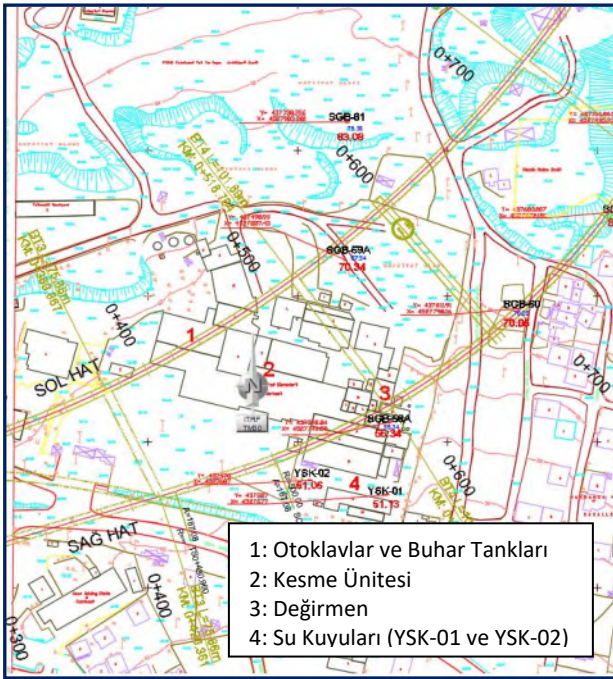
Keywords: Shallow Tunnel, Excavation, NATM, Blasting Design, Maximum Particle Velocity.

1 GİRİŞ

Kentsel alanlardaki sığ yeraltı kazılarının sanayi tesislerinin altından geçişi özel önlem ve uygulamalar gerektiren bir konudur. 2015 yılında ihalesi yapılan ve Kartal-Kaynarca Raylı Sistem Hattı'nı Sabiha Gökçen Havalimanı'na bağlayan

metro hattı üzerinde benzer sanayi tesisleri bulunmaktadır. Yaklaşık 7.4 km uzunlukta, çift yönlü bu bağlantı hattı üç adet delme tünel, bir adet aç-kapa tünel ve dört adet istasyon kazısından oluşmaktadır. Yoğun yerleşim alanı altında Yeni Avusturya Tünel Açma yöntemiyle (NATM), kazısı delme patlatma tekniğine göre projelendirilen yeraltı

açıklıklarının üst yapılarla etkileşim bölgesinin uzunluğu toplam hat uzunluğunun % 80'ine karşılık gelmektedir. Projelendirilen tünel kazı kotlarının yüzeyden derinliği 10-40 m arasında değişmektedir. Hattın belirli kesimleri sanayi, eğitim ve kamuya ait önemli yapıların, km 0+400 – km 0+640 (sağ hatta göre) arasındaki kesimi ise 1960'lerden günümüze kadar gaz beton üretimi yapılan Türk Ytong Fabrikasına ait kritik tesislerin altından geçmektedir. Türk Ytong Fabrikası arazisinde, tünel üzerindeki örtü kalınlığının sağ hatta 13 m'ye kadar sığlaştığı belirlenmiştir. Bu nedenle delme-patlatma tekniğiyle yürütülecek tünel kazılarının fabrikaya ait otoklavlar, buhar tankları, kesme ünitesi, değirmen ve su kuyularından oluşan kritik tesisler açısından risk oluşturduğu anlaşılmıştır (Şekil 1). Bu riskin ortadan kaldırılması amacıyla, hattın anılan kesimi için projede öngörülen kazı-destek sistemi, ilerleme adımları düşürülerek (Şekil 4) revize edilmiş ve hattın bu kesimine özel bir patlatma paterni tasarlanarak uygulanmıştır. Ayrıca, yeraltı kazılarının neden olabileceği oturmalar ve patlatma kaynaklı sarsıntılar ölçülerek izlenmiş, fabrika sahasının



Şekil 1. İstanbul Metrosu Kaynarca-Sabiha Gökçen havaalanı bağlantısına ait anahat ve bağlantı tünelleri ile Türk Ytong Fabrikasına ait kritik tesislerin konumu.

2 TÜRK YTONG ARAZİSİNDE JEOLojİK ORTAM KOŞULLARI

Projelendirme aşamasında açılan araştırma sondajlarına ilaveten fabrikaya ait arazi içerisinde iki adet (SGB-58A ve SGB-59A) sondaj daha açılmış, sondajlardan elde edilen verilere göre geçilecek ortam tünel mühendisliği açısından sınıflandırılmıştır. Sondajlarda sert ve yer yer masif yapıya sahip Gözdağ ve Dolayoba formasyonlarına ait kumtaşı ve kireçtaşı litolojileri geçilmiştir (Şekil 2).

Araştırma sondajları ile eşgüdümlü kuyu içi pressiometre ve basınçlı su deneyleri kademeli olarak yürütülmüştür. Dolayoba Formasyonu genel olarak; gri – bej renkli, orta sert – sert, orta dayanımlı – dayanımlı kireçtaşından oluşur. Km 2+682 de birim içerisinde karşılaşılan büyük karst boşluklarının gevşek ve suya doygun kırıntılı malzemelerle dolu olduğu, açım sırasında aşırı sökülme, su geliri ve çamur akmaları ile karşılaşılmıştır (Şekil 3).

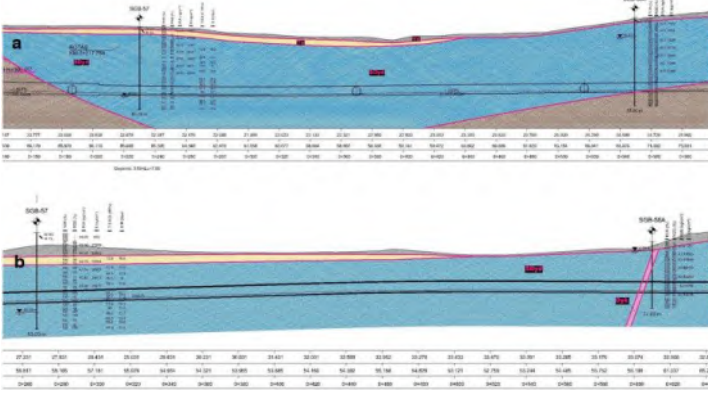
Gözdağ Formasyonu feldspatlı ve kuvars kumtaşından oluşur. Formasyonun taze rengi açık gri – krem, ayrışma rengi bejdir. Sert – orta dayanımlı – yer yer zayıf, az – orta derecede ayrışmış, ince taneli ara tabakalar ve yer yer breşik zonlar içerir. Bu iki formasyon yeşilimsi gri renkli, az – orta derecede ayrışmış andezit daykları ile kesilmektedir. Stratigrafik olarak uyumlu olan bu iki formasyona ait tabaka düzlemlerinin konumları kısa mesafelerde değişmektedir.

İkincil süreksizliklerin eğimleri ise 30° – 90° arasındadır. Süreksizlik açıklıkları az, yüzeyleri pürüzlü, dolguları ise çoğunlukla demiroksit boyamalı kil ve siltlerden oluşur. Temel araştırma sondajlarından elde edilen karot yüzdesi (TCR), kaya kalite değeri (RQD), presiometre deneyleri ile bu birimlerden alınan örnekler üzerinde yapılan laboratuvar deneyi sonuçları Çizelge 1'de özetlenmiştir (Yüksel Proje, 2015).

Çizelge 1. Ytong Fabrikası'nın bulunduğu alanda tünellerde geçilecek ortamların jeoteknik özellikleri.

Jeoteknik Özellikler	Dolayoba Formasyonu	Gözdağ Formasyonu
TCR (%)	86–100	77–100
RQD (%)	67–100	0–51
Birim Hacim Ağırlık (kN/m ³)	26.4–29.0	31.9–66.4
Basınç Direnci (MPa)	40.2–73.8	24.4–27.2
Elastisite Modülü (GPa)	14.80–26.40	11.6–22.2
*Limit Basınç (kg/cm ²)	43.20–52.70	42.9–51.9
Pressiometrik Modül (kg/cm ²)	6217–29637	6145–29777

*Pressiometre deneylerinde uygulanabilen maksimum basınç.



Şekil 2. Ytong Fabrikasının bulunduğu bölgede (sağ hatta göre; km 0+200-km 0+640) sol (a) ve sağ (b) anahat tünelleri boyunca jeoloji kesitleri.

Basınçlı su deneylerinden her iki birimin geçirimli ortam özelliği taşıdığı anlaşılmıştır. Ancak, Ytong arazisi içinde açılan araştırma kuyularında ölçülen yeraltı suyu seviyeleri tünel kotlarıyla karşılaştırılarak, tünellerin yeraltı suyu tablası üzerindeki kotlardan geçtiği belirlenmiştir. RMR kaya sınıflamasına göre yapılan değerlendirmede Dolayoba Kireçtaşı'nın orta-iyi, Gözdağ Formasyonu'na ait kumtaşlarının ise zayıf-orta kaya sınıfına girdiği belirlenmiştir.

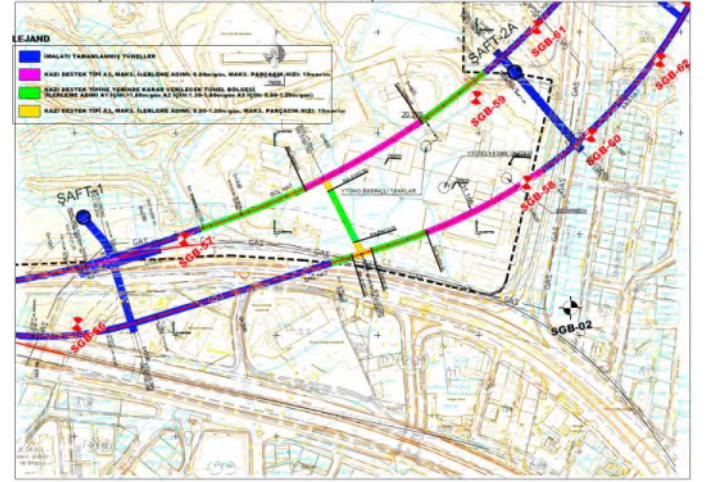


Şekil 3. Kaynarca-Sabiha Gökçen Metro Bağlantısı km 2+682'de Dolayoba Kireçtaşı'nda karşılaşılan karst ceplerinden malzeme ve çamur akmaları.

3 ANAHAT TÜNELLERİNDE UYGULANAN KAZI DESTEK SİSTEMİ

Ytong arazisi altından geçen metro tünellerinin yüzeyde oluşturacağı deplasmanlar sonlu elemanlar yöntemiyle analiz edilmiş olup, analizde kazı ve sağlamlaştırma aşamaları ile üstyapı yükleri göz önünde bulundurulmuştur. Projelendirmede öngörülen kaya blonları ihmal edilmiş, yalnızca 20 cm kalınlığındaki püskürtme beton uygulaması göz önünde tutularak sayısallaştırılan jeolojik ortamın performansı değerlendirilmiştir. Analiz sonucunda, fabrika yapılarının temelinde, kazı aşamasında 3

mm'yi aşmayan düşey deplasmanlar hesaplanmıştır (Mahmutoğlu, 2017., Mahmutoğlu ve Kuzu, 2016).



Şekil 4. Ytong arazisinden geçiş için uygulanan kazı-destek tipleri planı.

Çizelge 2. Ytong Fabrikası altından geçişte uygulanan kazı destek sistemleri.

KAZI DESTEK SİSTEMLERİ				
	A1	A2	A3	
Ara Mesafe	2.00 m	1.30 –1.80	0.80 -1.20	max. 0.80
İksa Tipi	-	115 Kafes	115 Kafes	115 Kafes
Çelik Hasır	2 x Q188/188	2 x Q188/188	2x Q221/221	2x Q221/221
Püskürtme Beton	15 cm	20 cm	20 cm	20 cm
Süren Tipi	-	1.25"-1.5" 3-4 m 23 adet, Ø26 L:4 m enjeksiyon	1.25"-1.5" 3-4 m 23 adet, Ø26 L:4 m enjeksiyon	1.5" L:3.00 m 23 adet enjeksiyon
Bulon Tipi	L: 3.00 m 4-5 adet şaşırtmalı kaya bulonu	L:3-4 m 7-8 adet şaşırtmalı kaya bulonu	L:3-4 m 8-9 adet şaşırtmalı kaya bulonu	L:4.00 m 8-9 adet şaşırtmalı kaya bulonu



Şekil 5. Sağ hat km 0+525.40 ve sol hat km 0+466.20 tünel aynalarında Dolayoba Kireçtaşı'nın görünümü ve uygulanan kazı destekleme sistemi.

Buna rağmen fabrikaya ait kritik tesislerle etkileşimi sınırlandırmak için patlatmalı kazı adımları düşürülmüş, üstyapıların konumlarına göre farklı kazı destek sistemleri öngörülmüştür (Çizelge 2, Şekil 4 ve 5). Her bir kazı destek tipleri göz önünde tutularak, gecikmeli patlatmalar için patlatma deliği paternleri oluşturulmuş, her bir patern için deliklere yerleştirilecek patlayıcı şarjı hesaplanmıştır.

4 PATLATMA KAYNAKLI SARSINTININ SINIRLANDIRILMASI

Çevresel duyarlılıklar dikkate alındığında, patlatma kaynağından belirli uzaklıkta bulunan bir yerleşim biriminin yada tesisin patlatma sonucu oluşacak gürültü ve yer sarsıntısından etkilenmemesi için; patlatma tasarımında yanıt aranacak önemli konulardan biri de; herhangi bir gecikme aralığında kullanılabilir en fazla patlayıcı miktarını önceden belirleyebilmek ve kontrollü atımlar gerçekleştirebilmektir (Kahriman ve Diğ., 1999).

Çizelge 3. Uzaklığa bağlı izin verilen maksimum parçacık hızı sınır değerleri (Rosenthal ve Morlock, 1987)

Patlatma Noktasından Uzaklık (D)	Maksimum Parçacık Hızı Limit Değeri (PPV _{maks})	Sismik İzleme Yapılmadan Uygulanabilecek Ölçekli Mesafe faktörü (D _s)
0 – 91 m	31,75 mm/sn	50
91 - 1524 m	25,40 mm/sn	55
>1524 m	19,05 mm/sn	65

Kontrolsüz ve iyi hesaplanmamış bir patlatma sonucunda, çevresel etkilerin daha fazla olacağı ve yüzeyde yer alan yapılara zarar verilebileceği göz önünde bulundurulmalıdır. Patlatmaya bağlı sismik dalgalar; basınç, makaslama ve yüzey dalgaları olmak üzere üçe ayrılmaktadır. Bu üç kategori ise yer malzemesi olarak kaya ortam içinde ilerleyen cisim dalgaları ve yüzeyde ilerleyen yüzey dalgaları olmak üzere ikiye ayrılır. Patlatma işlemi esnasında, her defasında titreşim ölçer ile sarsıntılar ölçülmediğinde Çizelge 3’de verilen mesafeye bağlı ölçekli mesafe kontrolü kriterlerine uyularak titreşimler kontrol altına alınabilmektedir. Amerika Birleşik Devletleri, OSMRE (Office of Surface Mining Reclamation and Enforcement) kuruluşu tarafından oluşturulan, günümüzde de geçerli ölçekli mesafe kavramı yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu çizelgede yer alan sınır koşulları aşılmadığı durumda yapılan atımlar çevre için zararsızdır. Çizelge 3’den de görüldüğü gibi mesafe azaldıkça izin verilen

maksimum parçacık hızı değerinde artış görülmektedir. Bu durum kısa mesafelerde oluşan yüksek frekansın üst yapılara daha az zarar vermesinden kaynaklanmaktadır. Sınır değerlerin sağlanması için gerekli olan patlayıcı miktarını belirlemek amacıyla “Ölçekli Mesafe Eşitliği” kullanılarak, her 8 milisaniyede sismik izleme olmadan aynı anda patlatılabilecek patlayıcı miktarı (W) aşağıdaki eşitlik yardımıyla belirlenmektedir.

$$W=(D/D_s)^2$$

Burada;

W: Patlayıcı miktarı (lb)

D: Patlama noktasına olan uzaklık (feet)

Ds: Ölçekli mesafe faktörü

olarak tanımlanmıştır.

Yukarıda verilen eşitliğe göre patlatma noktasına olan uzaklığın 91 metreye kadar olması durumunda kullanılması gereken maksimum patlayıcı hesaplanarak aşağıdaki Çizelge 4 ile verilmiştir.

Çizelge 4. Uzaklığa bağlı izin verilen maksimum parçacık hızı limit değerleri.

Patlatma Noktasından Uzaklık (D) – (m)	8 ms Aralıklarla Patlatılabilecek Maksimum Patlayıcı Miktarı (kg)
15	0,4536
30	1,8144
46	4,0823
61	7,2575
76	11,3398
91	16,3293

Ytong sahası geçişi sağlam nitelikli Dolayoba kireçtaşı içerisinde kaldığından, teknik ve ekonomik açıdan en uygun kazı yöntemi delme-patlatma yöntemi olarak seçilmiştir. Ancak fabrikaya ait kritik tesisler göz önünde tutularak, hattın bu kesimi için özel bir patlatma paterninin tasarımı ve her bir patlatma başına toplam ve gecikme başına patlayıcı madde miktarının hesaplanması gerekmiştir. Elde edilen miktarlardan hareketle, A1, A2 ve A3 kazı destek sistemi uygulanacak kesimler için ayrı ayrı patlatma deliği sayısı, delikler arası mesafe ve delik başına patlayıcı şarjları tasarlanmıştır.

Patlatma tasarımında, patlatmalar sonucu oluşacak maksimum parçacık hızının (PPV), Çevre ve Orman Bakanlığı Çevresel Gürültünün Değerlendirilmesi ve Yönetimi Yönetmeliği’nde belirtilen hızın üst sınırını (19 mm/sn) geçmemesi öngörülmüştür. Ayrıca A2 ve A3 kazı destek sisteminin uygulanacağı kesimlerde ayna etrafında ferahlama sağlayacak içi boş deliklerin açılması öngörülmüş ve uygulanmıştır. Her patlatma, biri tünel aynası, diğerleri kritik tesislerin bulunduğu noktalara

yerleştirilen dört adet sismik algılayıcıyla ölçülerek, atımlar denetlenmiştir.

Patlatma paterni tasarımında kullanılmak üzere, bölgede daha önce yapılan patlatmalar, ölçüm noktaları ile patlatma yapılan ayna arasındaki uzaklıklar ve gecikme başına kullanılan patlayıcı miktarları ilişkilendirilmiştir. Fabrika sahasından kontrollü geçiş için bu veriler parçacık hızı 19 mm/sn'yi aşmayacak şekilde titreşim yayılım eşitliğinin elde edilmesinde kullanılmıştır (Kahriman ve Diğ., 2017).

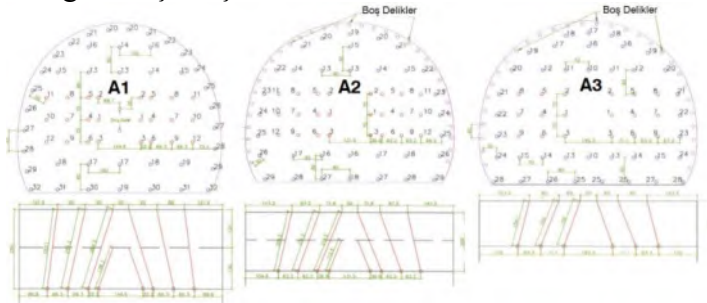
$$PPV = k \cdot SD \cdot \beta$$

$$PPV = 15256 \cdot SD \cdot 2,494$$

Eşitlikte verilen SD ölçekli mesafe, k ve β değerleri ise bölgedeki patlatmalara göre elde edilen arazi katsayılarıdır. Sonuçta, elde edilen eşitlik yardımıyla Ytong arazisinde delme-patlatmayla yapılacak tünel kazılarında, parçacık hızının 19 mm/sn'yi geçmemesi için farklı mesafelerde yapılacak patlatmalarda kullanılacak patlayıcı madde miktarları hesaplanmış ve kontrollü geçiş için Çizelge 4 revize edilerek, gecikme başına patlayıcı madde miktarı sınırlandırılmıştır (Çizelge 5).

A1, A2 ve A3 kazı destekleme sistemiyle geçilecek kesimler için tasarlanan delikler, ara mesafeleri, patlatılma sıraları ve ayna etrafında ferahlama sağlayacak deliklerin kesit ve plan görünüşleri Şekil 6'da verilmiştir. Delikler üzerindeki rakamlar patlatma sırasını göstermektedir. Atımlar sırasında yapılan sismik izleme ölçümlerinden elde edilen parçacık hızı ve frekanslar Şekil 7'deki grafik üzerinde gösterilmiştir. Bu şekilde koyu çizgi ile gösterilen sınırın altı güvenli bölgeyi göstermektedir. Bu sınıra yakın değerlerin çoğu kritik tesislerden uzak noktadaki patlatma yapılan ayna üzerinde ölçülen değerlere karşılık gelir. Buradan da görüldüğü gibi 2 atım dışında oluşan titreşimler ilgili yönetmeliklerde ön görülen sınır değerinin altındadır.

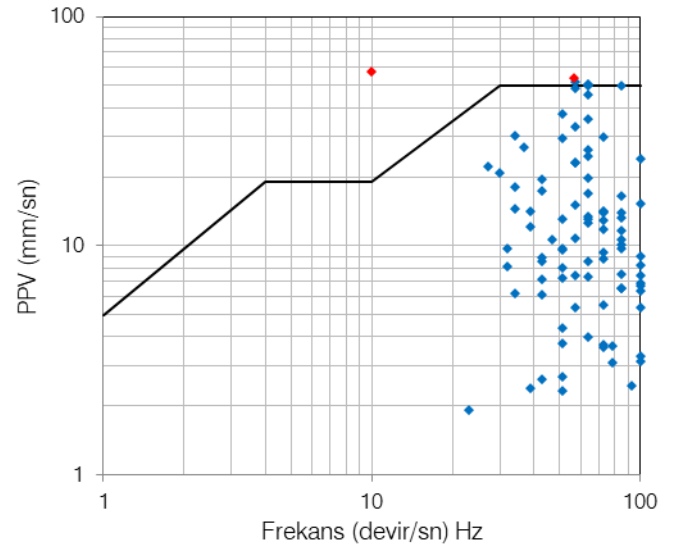
Parçacık hızının beklenenden yüksek ölçüldüğü bu iki noktada jeolojik yapının (anizotropinin) etkili olduğu anlaşılmıştır.



Şekil 6. A1, A2 ve A3 kazı destek sistemleri için projelendirilen patlatma paternleri.

Çizelge 5. Farklı mesafelere göre kullanılacak patlayıcı madde miktarı.

Patlatma Noktasından Uzaklık (m)	8 ms aralıklarla patlatılabilecek maksimum patlayıcı miktarı (kg)
15	1.05
20	1.87
25	2.93
30	4.22
35	5.74
40	7.50
45	8.49
50	11.71

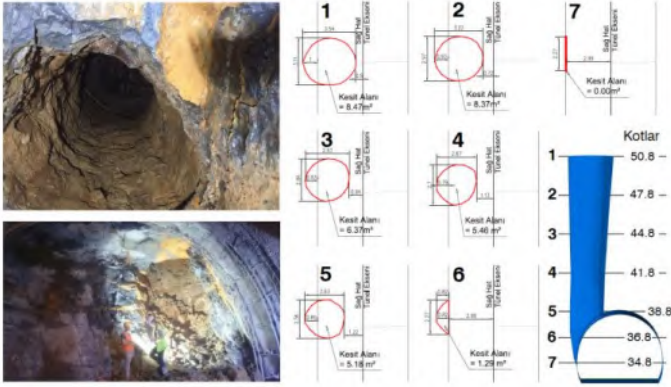


Şekil 7. Ytong Fabrikası altında tünel aynasında yapılan patlatma atımları sırasında sismik izleme kayıtlarına ait titreşim değerleri.

5 SONUÇ

Fabrika sahasından geçiş özel olarak oluşturulan ekip tarafından uygulanmış, yapılan atımlar sonrasında ortaya çıkan ayna görüntüleri ve jeoteknik ve sismik ölçüm sonuçları işvereni, Ytong Fabrikasını, yükleniciyi ve mühendisi temsil eden kurul üyeleri ile anlık paylaşılmıştır. Denetleyici kurul 15'er günlük aralıklarla düzenli olarak toplanmış, gerekli hallerde patlatma paterninde küçük değişiklikler yapmıştır. Patlatmaların fabrika çalışanları üzerinde yaratabileceği olumsuzluklar dikkate alınarak, her patlatma öncesinde tüm çalışanlar sesli uyarıcılarla uyarılmış, kısa aralıklarda önceden belirlenen toplanma merkezlerinde bulunmaları sağlanmıştır. Böylelikle beklenmedik riskler olabildiğince minimize edilmiştir. Bütün bu önlemlere rağmen, beklenmedik iki önemli durumla karşılaşmıştır. Bunlardan ilki Dolayoba kireçtaşının sert, masif ve kalın tabakalı

olduğu noktalarda, tabaka eğimi kontrolünde oluşan sismik anizotropi, diğeri ise sağ hat km 0+537 de içi kırıntılı malzemeye dolu kesen kuyu ile karşılaşılmasıdır (Şekil 8).



Şekil 8. Ytong Fabrikası içerisinde Sağ Hat km 0+537 de karşılaşılan kuyunun görünümü ve farklı kotlarda yatay düzlem ile arakesitleri.

Jeolojik ortamın neden olduğu beklenmedik titreşimler anlık müdahalelerle kontrol altına alınmıştır. Fabrika kayıtlarında bulunmayan keson su kuyusu ise, beton kapakla kapatılmış olması nedeniyle ciddi bir problem oluşturmamıştır. Yaklaşık 89 m³ hacme sahip kuyu boşluğu, geçildikten sonra düşük dozlu, donatısız beton ile doldurulmuştur.

KAYNAKLAR

1. Kahrıman A., Karadoğan K., Görgün S., Tuncer G., 1999. Otaş Ocaklarında Patlatmadan Kaynaklanan Yer Sarsıntısının Ölçülmesi ve Analizi, 2. Ulusal Kırmataş Sempozyumu, İstanbul.
2. Kahrıman A., 2017. “Kaynarca-Sabiha Gökçen Metro Bağlantısı, Sağ Hat (Km:0+850-1+080) Bölgesinde Yapılacak NATM Tünel Kazı İşlerinde Uygulanacak Patlatma Paterni Tasarım Raporu ve Uygulama Planı”, (Gülermak-YSE Adi Ortaklığı Adına Hazırlanan Rapor).
3. Mahmutoglu Y., 2017., “İstanbul Metrosu Sabiha Gökçen Bağlantısı, Ytong Fabrikası (Km 0+300 - Km 0+600) Geçişine İlişkin Kısa Değerlendirme”. (Mart 2017 Sunum), İstanbul.
4. Mahmutoglu Y., Kuzu C., 2016. “İstanbul Sabiha Gökçen Metro Projesi, Sağ Hat Taş Ocağı (Km 0+850-0+980) ve Ytong Fabrikası (Km 0+300 - Km 0+600) Geçişlerine İlişkin Görüş ve Değerlendirme Raporu”, İstanbul.
5. Rosenthal F. M., Morlock, L. G., 1987., Blasting Guidance Manual, Office of Surface Mining Reclamation and Enforcement, United States Department of the Interior.

6. Yüksel Proje Uluslararası A.Ş., 2016. “SGMYP-GZ0-000-RP-001-0-0 kodlu, Sağ Hat Km: 2+500 – 7+525 ve Sol Hat Km: 2+500 – 7+438 Kesimi Kesin Proje Jeolojik - Jeoteknik Araştırma Raporu”, Ankara.

Sığ Derinliklerde Zayıf Kayalarda Açılan Tünellerde Kazı- Destek Tasarımına Bir Örnek; Sivas Mevlana Tüneli

Sığ Derinliklerde Zayıf Kayalarda Açılan Tünellerde Kazı- Destek Tasarımına Bir Örnek; Sivas Mevlana Tüneli

D. Erik¹, M. Mutlutürk², & K. Karakaş³

¹ KGM 16. Bl. MD. Taşınmazlar Başmüh. SİVAS

² SDÜ Müh-Mim. Fak. Jeoloji Müh. Böl. ISPARTA

³ LİMİT Teknik A.Ş. ANKARA

ÖZET: Sivas Şehir merkezinde trafik sorununu çözmek amacı ile çift tüp olarak tasarlanan Mevlana tüneli 460m uzunluğundadır. Kent ulaşımına önemli katkıları olması düşünülen tünellerin yapımına 2016 tarihinde başlanılmıştır. 2017 yılı sonu itibarıyla tüplerden birinde kazı aşaması tamamlanmıştır. Mevlana tünellerinin içinde açılacakları zemin İncesu Formasyonuna ait marnlardır. Birimin kaya kütle dayanım parametreleri oldukça düşük olup ÖNORM sınıflamasına göre C4 sınıfında yer alır. Örtü kalınlığının düşük olup (mak 10m), tünel güzergahı boyunca yüzeyde yapılaşma mevcuttur. Bu nedenle yapım aşamasında yüzeyde tasman oluşmasını engellemek amacı ile tahkimat tasarımında özel önlemler alınması gerekmiştir. Buna göre tahkimat boyutlandırılmış ve Boru-şemsiye (Umbrella-Arch) yöntemi ile kazı-destek yapılmıştır. Yüzeyde oluşacak tasmanların engellenmesi amacı ile yapım aşamasında aynada zemin çivileri kullanılmasına karar verilmiştir. Uygulanan bu kazı-destek yöntemi ile yüzeyde tasman oluşumu engellenerek bir tüpün kazısı tamamlanmıştır.

ABSTRACT: With the purpose of solving traffic problem in Sivas city center designed as a twin tube Tunnel of Mevlana is 460 meters long. The production of tunnels that are thought to be important contributions to urban transportation began in 2016. The excavation stage was completed in one of the tubes by the end of 2017. The soil they will open in Tunnel of Mevlana is marls belonging to İncesu Formation. The rock mass strength parameters of the unit are very low and takes class C4 according to ÖNORM classification. The cover thickness is low (max.10 m) there is surface build-up along the tunnel route. For this reason special preventions have to be taken in the design of the support to prevent the build- up settlement on the surface during the construction phase. According to this support dimensioned and excavation support was made by Umbrella-Arc method. It was decided to use the soil nail the under consruction with the purpose of preventing settlements on the surface. The settlement formation on the surface was prevented and the excavation of a tube was completed with this applied excavation-support method.

1 GİRİŞ

Zayıf kaya koşullarında yeraltı kazıları oldukça zor ve risklidir. Bu kazıların sığ derinliklerde olması özellikle kemerleşmeyi zorlaştırmakta ve özel destek yöntemlerinin ve/veya elemanlarının kullanılmasını gerektirmektedir. Nüfus artışına paralel olarak gelişen şehirleşme ve buna bağlı olarak artan ulaşım problemleri yeraltı ulaşım olanakları ile çözülmeye çalışılmıştır. Bunun sonucu olarak şehir merkezlerinde yapılaşma altında; sığ derinliklerdeki yeraltı

kazıları önem kazanmıştır. Sığ derinliklerde, zemin yapısı nedeniyle jeolojik yapı karmaşık hale gelir. Nilsen (1999)' a göre bu tip karmaşık jeolojik yapıların olduğu kesimlerdeki tünel tasarımında mühendislik jeolojisi araştırmaları oldukça büyük önem taşımaktadır. Bu çalışma kapsamında Sivas şehir merkezinde Mevlana mahallesinde açılmakta olan, zayıf dayanımlı jeolojik birimler içinde, sığ derinliklerde ve giriş bölgesi üzerinde tarihi bir yapı bulunan (Şekil 1) (mak örtü kalınlığı 10m) 460 m uzunluğunda çift tüp, Mevlana tünelleri incelenmiştir. İnceleme alanı İç Anadolu'nun doğu kesimlerinde bulunan Sivas ili şehir merkezinde Mevlana mahallesinde yer almaktadır (Şekil 2).



Şekil 1. Mevlana tünelleri giriş bölgesi üzerine bulunan tarihi okul



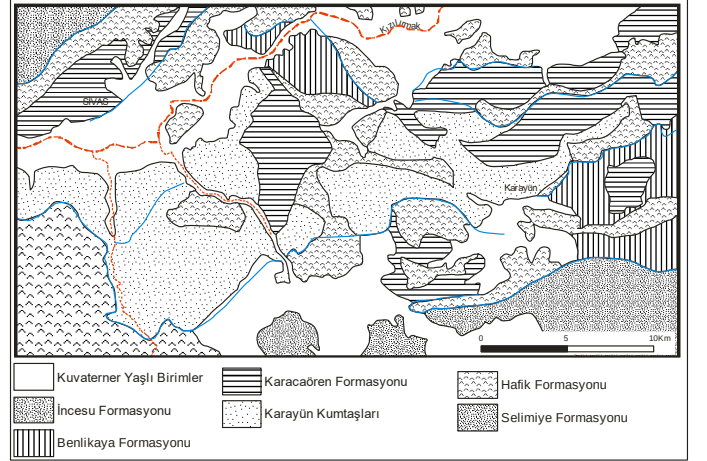
Şekil 2. İnceleme alanı yerbulduru haritası

2 JEOLJİK BİRİMLER

2.1 Genel Jeoloji

İnceleme alanının içerisinde yer aldığı Sivas Tersiyer Havzası, Neotetisin kuzey kolunun Erken Tersiyerde kapanması sırasında gelişmeye başlayan Orta Anadolu havzalarından biridir (Cater ve diğ., 1991). Havzada yaşlıdan gence doğru; temelde Permo-Triyas yaşlı Metamorfitler ve Üstcretase yerleşim yaşlı ofiyolitler bulunmaktadır. Havzadaki en yaşlı çökeller kireçtaşlarından oluşan Tecer Formasyonudur (İnan ve İnan, 1990). Eosen yaşlı Bozbel Formasyonu (Kurtman, 1973) havza ortalarında filiş kenarlarda ise numulitik kireçtaşları ile temsil edilmekte olup üst seviyeleri evaporotik kayalar ile temsil edilmektedir. Oligosen’ de havzanın bazı bölümlerinde sığ denizel- karasal kırıntılılar başlar ve üst seviyelerde tamamen akarsu kırıntılıları ile

temsil edilirler (Selimiye Formasyonu, Kurtman, 1973). Havzada erken miyosende yaygın bir denizel çökelim izlenir. Sığ denizel kırıntılılar, karbonatlar ve evaporitlerden oluşan bu çökeller havzanın doğusunda büyük kalınlıklar sunarken, batıya doğru incelerek yerlerini karasal çökelere bırakırlar. Bu birimlere araştırmacılar tarafından farklı adlamalar yapılmıştır. Tünel güzergahı Hafik formasyonu içerisinde yer almaktadır (Şekil 3).



Şekil 3: İnceleme alanı ve yakın çevresinin jeoloji haritası (Poisson ve diğ, 1996; Kangal ve Varol, 1999’ dan sadeleştirilerek)

2.2.Mühendislik Jeolojisi

Tünel güzergahı üzerinde 12 Adet karotlu sondaj yapılmış (Petek, 2015) ve buna bağlı olarak zemin profili oluşturulmuştur (Limit, 2016) (Şekil 4). Tünel güzergahı boyunca geçilen birimler, litolojik köken, oluşum koşulları, dayanım, renk, dane boyu dağılımı ve sınır ilişkileri göz önüne alınarak üç gruba ayrılmıştır. Bunlar; az killi-siltli kumlu Çakıl, nadiren çakıllı, az kumlu siltli Kil ve içerisinde tünel kazısının yapılacağı zayıf dayanımlı Kıltaşıdır.

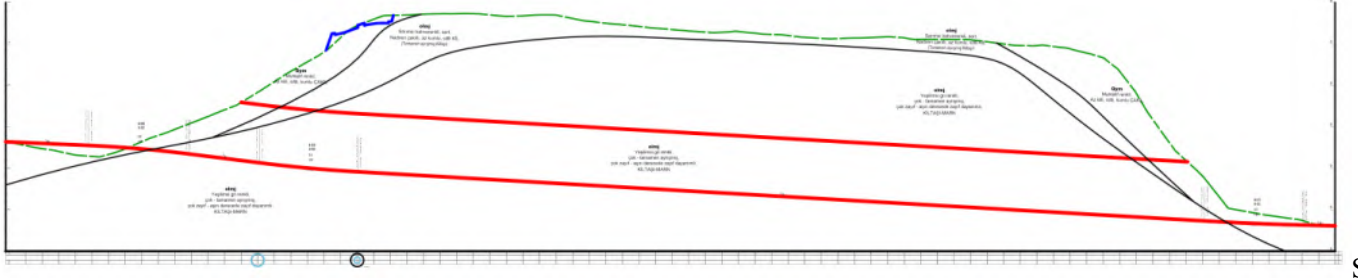
Az killi, siltli, kumlu çakıl; yüzeyden itibaren 4.00 m kalınlığa sahip bu birim, muhtelif renkli, ince daneleri non-plastik, çakılları, ince – iri daneli, yuvarlak – yarı yuvarlak – yarı köşeli, sedimanter kayaç kökenlidir.

Nadiren çakıllı, az kumlu, siltli Kil; sarımsı kahverenkli, sert, yüksek plastisiteli olup, az killi, siltli, kumlu Çakıl’ın altında takribi 2.00 m kalınlığa sahiptir.

Kıltaşı-Marn; Tabanda yer alan bu kıltaşı yeşilimsi gri renkli, çok – tamamen ayrılmış, yer yer az ayrılmış çok zayıf – aşırı derecede zayıf dayanımlı özellik göstermektedir. Tamamen

ayrışmanın etkisi ile aşırı derecede konsolide olmuş kil niteliğindedir. İçerisinde tünelin açılacağı bu birim ÖNORM sınıflamasına göre; C4 sınıfı içerisinde yer almaktadır. Kazı destek tasarımı bu sınıflamaya göre parçalı kazı şeklinde

oluşturulmuştur. Sondaj karotlardan elde edilen örnekler üzerinde indeks ve dayanım deneyleri yapılmış, birimlerin mühendislik özellikleri tanımlanmıştır (Tablo 1).



Şeki

4. Mevlana tüneli zemin profili (Limit, 2016).

Tablo 1. Laboratuvar deney sonuçları

Birim	Doğal Bir. Hac. Ağ. γ_n (kN/m ³)	Kohezyon c (kPa)	İçsel Sürtünme Açısı ϕ (derece)	Plastisite İndisi PI (%)	Birleştirilmiş Zemin Sınıflaması USCS	Serbest Basınç Dayanımı qu (kPa)	Elastisite Modülü E (MPa)
Az killi, siltli, kumlu Çakıl	19	10*	25*	-	GC	-	-
Az kumlu, siltli Kil	19	54	12.4	29.7	CL	140	-
Kil-Marn	21	68	9.7	31.4	CL	270	27

3 NUMERİK ANALİZLER

Yeraltı kazılarında, kazı duraylılığı ve kazı-destek tasarımının yapılmasında bilgisayar tabanlı modelleme çalışmaları önemli rol oynamaktadır (Erik ve Ertunç, 2011). Nümerik analizler elasto-plastik çözüme göre yapılmış ve nihai destek sistemi belirlenmiştir. Analizlerde Phase² 8 programında yük dağılımı (load split) ve malzeme yumuşaması (material softening) kullanılarak NATM prensipleri tam olarak hesaplara yansıtılmıştır. Analizlerde önemli bir girdi parametresi olan k değeri (düşey gerilmenin yatay gerilmeye oranı) σ_h/σ_v oranını hesaplamak için, Sheorey (1994) tarafından önerilen;

$k=0.25+7E_{rm}(0.001+1/z)$ eşitliği kullanılarak;

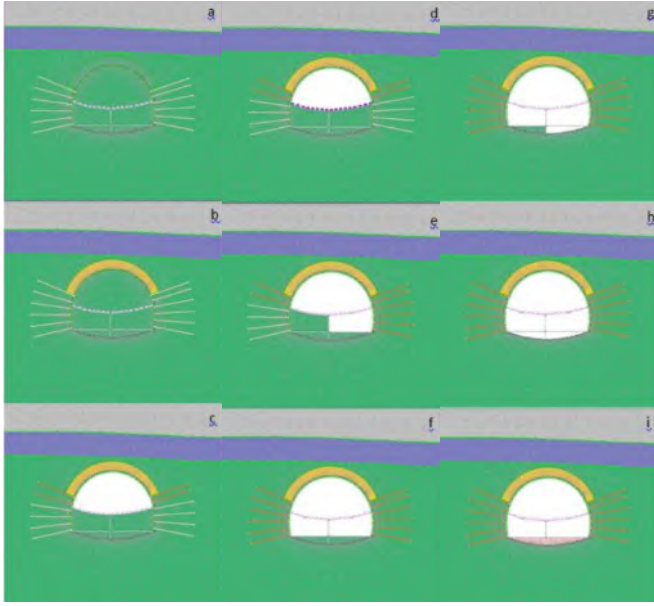
$k=0.39$ olarak belirlenmiştir. Birimlerin mühendislik özelliklerinin belirlenmesi için; zemin

özellikleri gösterenler için laboratuvar ve arazi deney sonuçlarından, çok zayıf dayanımlı kaya kütleli özelliği gösteren Kıltaşı –Marn birimi için ise Hoek-Brown görgül yenilme ölçütünden faydalanılmıştır (Hoek and Brown, 1988) (Tablo2) Tasarımda hesaplanan bu değerler kullanılarak analizler yapılmıştır. Analizlerde kazı yapım şartlarına benzer olarak aşamalı olarak planlanmıştır (Şekil 5)

3.1 Destek Elemanları

NATM prensibine göre açılan Mevlana tünelleri için destek elemanları olarak; Püskürtme Beton, Çelik Hasır, Çelik İksa, IBO saplama ve Sürenler kullanılmıştır. Destek elemanlarının dayanım parametrelerinin seçimi, nümerik analizler sonucu elde edilen tahkimat basıncı ve gerilmelere göre değerlendirilmiş ve boyutlandırılmıştır. Kazıda ön destek elemanlarının yerleşimi; kazıdan hemen

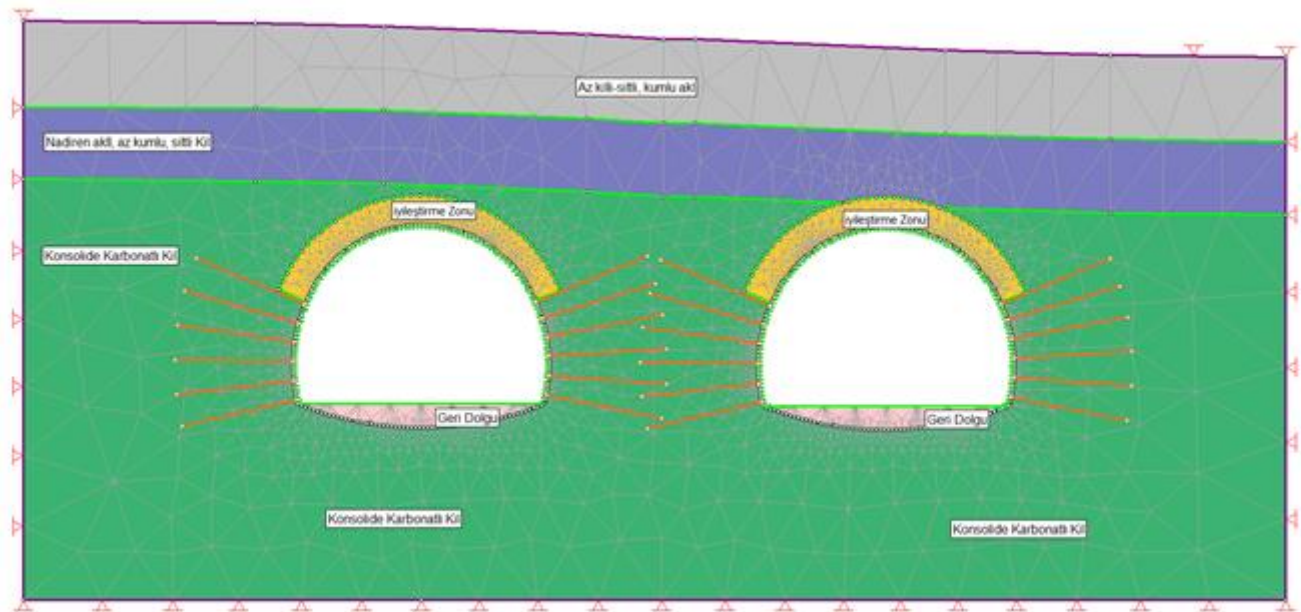
sonra 5 cm ön Püskürtme beton ve bunun akabinde



Şekil 5. Tünel kazı –destek aşamaları.

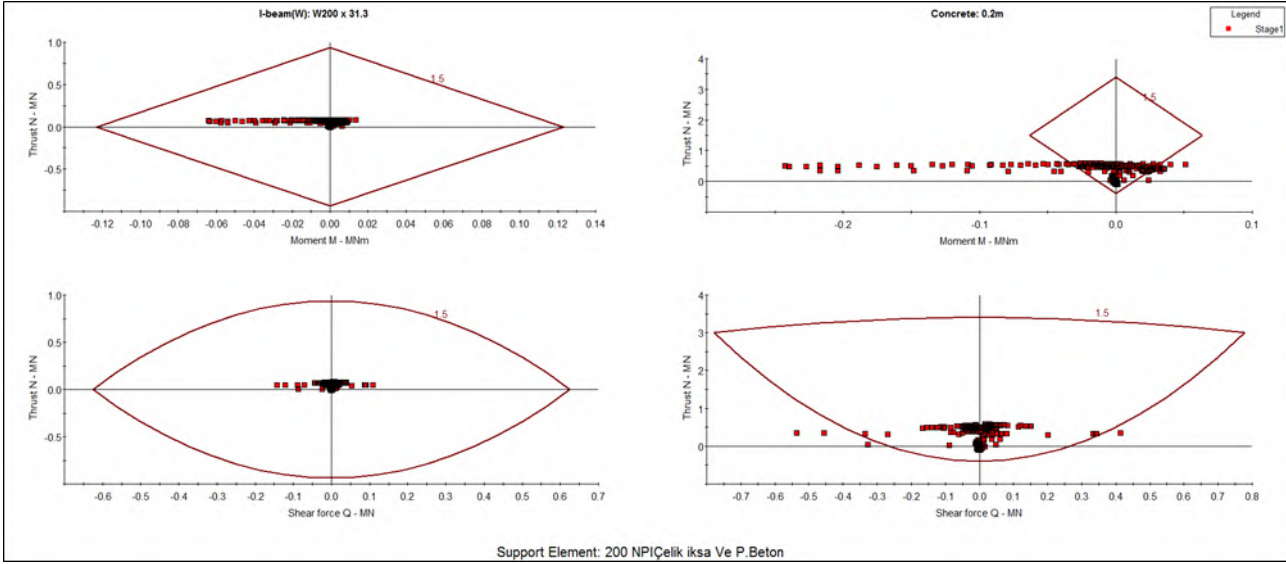
Tablo 4 Birimlerin sayısal analizlerde kullanılan tasarım değerleri

Material Name	Color	Initial Element Loading	Unit Weight (MN/m ³)	Elastic Type	Young's Modulus (MPa)	Poisson's Ratio	Failure Criterion	Material Type	Tensile Strength (MPa)	Tensile Strength (residual) (MPa)	Dilation Angle (deg)	Friction Angle (peak) (deg)	Friction Angle (residual) (deg)	Cohesion (peak) (MPa)	Cohesion (residual) (MPa)	Intact Compressive Strength (MPa)	mb (peak)	mb (residual)	s (peak)	s (residual)	a (peak)	a (residual)
Az killi - siltli, kumlu Çakıl		Field Stress and Body Force	0.018	Isotropic	1	0.2	Mohr Coulomb	Plastic	0.001	0	0	33	33	0.001	0.001							
Nadiren çakılı, az kumlu, siltli Kil		Field Stress and Body Force	0.018	Isotropic	2	0.3	Mohr Coulomb	Plastic	0	0	0	25	25	0.1	0.1							
Konsolide Karbonatlı Kil		Field Stress and Body Force	0.019	Isotropic	20.9495	0.3	Generalized Hoek-Brown	Plastic								2	0.411967	0.411967	0.000240369	0.000240369	0.531267	0.531267
İyileştirme zonu		Field Stress and Body Force	0.024	Isotropic	300000	0.3	Mohr Coulomb	Plastic	0.3	0	0.3	45	45	20	20							
Gerilme Dolgu		Field Stress and Body Force	0.027	Isotropic	20000	0.3	Mohr Coulomb	Plastic	0	0	0	35	35	0.2	0.2							



Şekil 6. Mevlana tüneli sonlu elemanlar analizleri için zemin modeli.

15 cm ikinci kat Püskürtme beton ve Çelik hasır olarak 1. Tabaka; NPI 200 lük çelik iksa ve Püskürtme beton olacak şekilde 2. Tabaka ve son olarak 20 cm kalınlığında Püskürtme beton ve çelik hasır olmak üzere 3. Tabakadan oluşmaktadır. Her bir destek tabakası üzerine etkiyen; aksel gerilmeler, makaslama gerilmeleri ve eğilme momentlerinin maks. ve min değerleri belirlenerek (Tablo 5) P.Beton ve diğer destek unsurlarının kesit kontrolleri yapılmıştır. P.Betonda lokal olarak FS 1.5 in dışına çıkan bölgeler görülmüştür (Şekil 7). Bu durum uygulamada sıkça karşılaşılan omuzlarda ve köşelerde lokal olarak gözlemlenen eğilme yenilmeleridir. Bunlar destekleme sırasında küçük müdahaleler ile düzeltilebilmektedir.

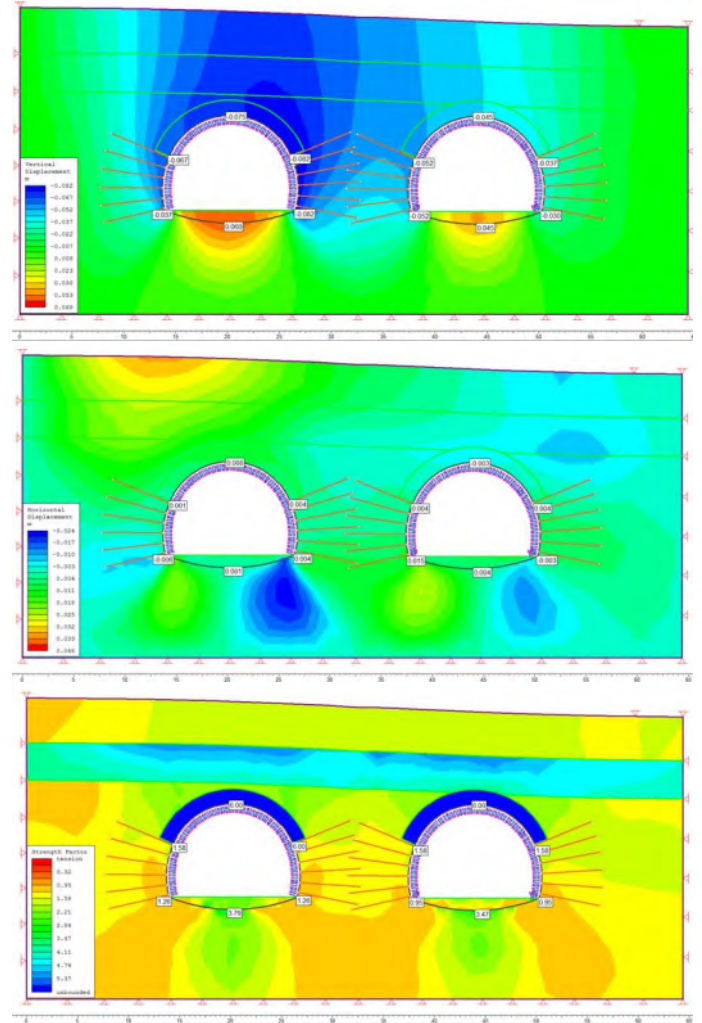


Şekil 7. Kazının son aşamasında püskürtme beton ve çelik iksa taşıma kapasiteleri.

Tablo 5. P.Beton ve Çelik İksa üzerine etkiyen eksenel gerilmeler (N), makaslama gerilmeleri (S) ve eğilme momentlerinin (M) mak ve min değerleri.

	N (kN)		S (kN)		M (kN.m)	
	Max	Min	Max	Min	Max	Min
P Beton	265	49	38	31	28	6
Çelik İksa	126	68	724	561	28	6

Analizler sonrasında kazının son aşamasında beklenen maksimum, düşey deplasmanlar (Şekil 8 a); 7.5cm, yatay deplasmanlar (Şekil 8 b), 0.8cm, toplam deplasman ise 8cm dir. Uygulama esnasında bu değerler çoğunlukla beklenildiği gibi gelişmiştir. Yine kazının son aşamasında dayanım Faktörü (SF) değerleri sağ tüp taban köşelerinde SF=0.95 olarak belirlenmiş ve bu noktalarda küçük boyutlu lokal yenilmeler gözlenmiştir (Şekil 8 c). Bunun yanında Destek elemanlarından kaya bulonlarına etki eden maksimum çekme gerilmeleri 124 kN olarak hesaplanmıştır. Bu değer bulonun emniyetli taşıyacağı değer altındadır. Uygulamada Kaya bulonlarında zımbalamaya rastlanılmamıştır.



Şekil 8. Kazının son aşamasında düşey (a), yatay (b) deplasmanlar ve SF dağılımı(c)

5 SONUÇLAR

Mevlana tünelleri, zayıf kaya koşulları içerisinde ve sığ derinliklerde (~10m) açılmaları nedeni ile önemlidir. Ayrıca Tünellerin üzerinde tarihi binanın bulunması kazının yüzeyde deformasyonlara neden olmayacak şekilde hassas yapılmasını zorunlu kılmaktadır. Bu nedenle kazıya boru-şemsiye yöntemi yükselen iksa ile başlanılmış ve görelili olarak daha sağlam kaya koşullarına rastlanıldığında ise Tünel merkezinden itibaren 160o lik çift sıra süren ile tavandaki deformasyonların önüne geçilmiştir. Ayna duraylılığının sağlanması amacı ile 3x3m aralıklı 12m uzunluğunda zemin çivileri kullanılmıştır. Sağ tüp kazısı tamamlanmış kaplama betonu için hazırlıklar yapılmaktadır. Gerektiğinin çok üzerinde tahkimat kullanmak zayıf kaya ve/veya kaya-zemin geçişi gibi birimlerde tahkimat tasarımında yapılan genel yanlışlar arasındadır. Bu durum uygulamada tahkimatın zemini taşıması yerinde zeminin tahkimatı taşıyamaması şeklinde ortaya çıkmaktadır. Bu nedenle bu ortamlarda yapılacak tahkimat tasarımlarında tünelin içinde açılacağı zeminin dayanım parametreleri ve yanal/düşey yayılımları ve varsa yapısal unsurlar önemle dikkate alınmalıdır.

KAYNAKLAR

- Cater, J.M.L., Hana, S.S., Ries, A.c., and Tuner, P., 1991, Tertiary evolution of the Sivas basin , Central Turkey: Tectonophysics, 195, p. 29-46
- Erik, D. ve Ertunç, A., 2011 Sonlu Elemanlar Kullanılarak Kazı Duraylılığı Analizi: Boğsak Tünelleri (Taşucu-Mersin) Örneği. C.Ü Yerbilimleri Dergisi, C:28, S:1, Sayfa 19-30.
- Hoek E, Brown ET., 1988. The Hoek–Brown failure criterion—a 1988 update. In: Curran JC, editor. Rock engineering for underground excavations. Proceedings of the 15th Canadian Rock Mechanics Symposium, Toronto, Canada,. 31–8.
- İnan, N. Ve İnan, S., 1990, Gürlevik kireçtaşlarının (Sivas) özellikleri ve önerilen yeni isim: Tecer Formasyonu: Türkiye Jeoloji Kurumu Bülteni, C: 33, Sayı 1, s: 51-56
- Kangal, Ö., ve Varol, B., 1999. Sivas havzası alt miyosen istifinde havza kenarı faiesleri. TPJD Bülteni, C:11, S:1, Sayfa: 31-53
- Kurtman, F., 1973, Sivas – Hafik – Zara ve İmranlı Bölgesinin Jeolojik ve tektonik yapısı MTA Dergisi Sayı 80, S: 1-32.
- Limit, 2016., Mevlana Tüneli Km: 0+315.000 - 0+673.000 (sağ) / 0+676.750 (sol) Arası Revize Kesin Proje Hesap Raporu, Limit Teknik A.Ş. Ankara 54 s. (Yayınlanmamış).
- 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.
- ÖNORM B 2203, 1994., Untertagebauarbeiten, Werkvertragnorm, Entwurf, 1. März,
- PETEK, 2015., Mevlana Tüneli Jeolojik-Jeoteknik Etüt Raporu, PetekProje Mühendislik Müşavirlik A.Ş. Ankara 45 s. (Yayınlanmamış).
- Sheorey P. R., 1994. A theory for In Situ stresses in isotropic and transversely isotropic rock. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 31(1): 23-34

Numerical Analysis for the Effect of the Vertical Stress on the Support Systems Proposed by RMR₈₉

M. Kanik & Z. Gurocak

Firat University, Faculty of Engineering, Department of Geological Engineering, 23119 Elazig/Turkey

ABSTRACT: The rock masses are characterized using the empirical rock mass classification systems and the preliminary support systems are determined by preliminary studies in tunneling before excavation. Thus, the tunneling cost are estimated. The deficient and erroneous evaluations at this stage and the misuse of the empirical classification systems can lead to instabilities and to increased cost during excavation. In order to minimize these adverse conditions, limitations of the empirical rock mass classification systems must be taken into account. Otherwise, there might be stability problems or usage of excessive support. Today, numerical analyses are widely used to test the reliability of preliminary support systems obtained from the empirical methods. Thus, more realistic support systems can be proposed. In this study, Finite Elements Method (FEM) based numerical modeling was carried out in order to determine to what depth and the vertical stress values the preliminary support systems proposed by RMR₈₉ can stand in the Weak, Fair and Good rock masses. The mean values given by Hoek et al (1995) for Weak, Fair and Good rock mass classes were used as values of input parameter for the numerical models. According to the results obtained from the numerical models, the preliminary support systems suggested by RMR₈₉ system are yielded 200 m, 300 m, 450 m of depths and 5.2 MPa, 8.06 MPa, 11.7 MPa in the vertical stresses for the Weak, Fair and Good rock masses, respectively. In order to check the reliability of the results of the numerical models, new numerical analyses were carried out using the data of the real rock masses of Weak (Tuffites), Fair (Basalt) and Good (Calcarene). According to the numerical analysis of the Weak rock mass, both the shotcrete and the rock bolts were unstable at a depth of 180 m and 2.97 MPa at the vertical stress conditions. It was determined that only shotcrete was unstable at 280 m depth in the Fair rock mass and 400 m depth in the Good rock mass under the 7.15 MPa and 10.7 MPa vertical stress conditions, respectively. The results of this study showed that the support systems proposed by the RMR₈₉ system are not safe up to 25 MPa and even the support systems were started to yield at lower vertical stress conditions. In case of using the support systems proposed by the RMR₈₉ system, numerical analyses should be carried out to determine safe vertical stresses or to take necessary precautions before supporting the rock masses in order to prevent problems of instability during excavation.

1 INTRODUCTION

In tunneling, the determination of the support systems is important in terms of estimating the costs before starting the excavation. Field and laboratory studies are performed to determine the preliminary support systems. The data obtained from these studies are evaluated by empirical methods to define the rock mass class and finally the preliminary support systems for the rock mass are specified. However, it is not possible to tests the suitability of the support systems for geological-geotechnical conditions of the region before starting the excavation. When a support system is not suitable for geological-geotechnical conditions, there may not always be a collapse in the tunnels. In some cases, depending on the deformations showed up in time, there may happen

narrowing of the tunnel cross-section due to improper support selection. In this case, it is necessary to carry out some operations in order to obtain the defined tunnel cross section in the project where the cross-section is narrowed. These negativities directly affect the cost of project, which is one of the most important factors in tunneling. In addition, the rock mass classifications used to identify the preliminary support systems have some limitations. For this reason, these empirical classifications may not be appropriate for every project.

In this study, the support systems proposed by the RMR₈₉ system are evaluated by considering the RMR₈₉ limitations and numerical analyses have been carried out to reveal if the 25 MPa vertical stress limitation of the system is valid for the Weak, Fair and Good rock masses. For this

purpose, numerical models were developed and the reliability of these models was checked by using the real rock mass data.

2 DEVELOPMENTS OF THE NUMERICAL MODELS

In this study, the Finite Element Method (FEM) was used to develop numerical models. The FEM method is based on solving a complex problem by dividing it to simple and small parts. Thus, an approximate result is obtained rather than an exact result. It is possible to obtain a definite result by studying on the approximate result. The Phase² v8.0 computer software developed by Rocscience (2011) was used for the models and 6-noded triangular finite elements were used and a rock environment 5 times as wide as the tunnel was developed.

The models are developed to analyze the support systems proposed by the RMR₈₉ on single tubed, horseshoe shaped tunnels of 10 m height, and 7 m width that excavated in different depths for Weak, Fair and Good rock masses. Some values of the input parameters used in numerical analysis were taken from Hoek et al. (1995) and others were calculated by RocLab (Rocscience, 2006) program. The values of unit weight were assumed as 26 kN/m³, the values of uniaxial compressive (UCS) are taken from ISRM (2007).

The residual values (GSI_r, m_{br}, s_r and a_r) used as input parameters in numerical analyses, were calculated by the following equations proposed by Cai et al. (2007).

$$m_{br} = m_i \cdot e^{\left(\frac{GSI_r - 100}{28}\right)} \quad (1)$$

$$s_r = e^{\left(\frac{GSI_r - 100}{9}\right)} \quad (2)$$

$$a_r = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left(e^{-GSI_r/15} - e^{-20/3} \right) \quad (3)$$

where;

m_i: Hoek-Brown rock material constant

GSI_r: Residual geological strength index, determined by the equation (4) given below

$$GSI_r = GSI \cdot e^{-0.0134 GSI} \quad (4)$$

Horizontal stress values were calculated by the equation (5) proposed by Sheorey vd. (2001).

$$\sigma_h = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_v + \frac{\beta E_m G}{1-\nu} (H+1000) \quad (5)$$

where;

σ_v: Vertical stress (MPa)

β: Coefficient of linear thermal expansion (8 x 10⁻⁶/°C),

G: Geothermal gradient (0.024 °C/m),

ν: Poisson ratio,

H: Overburden (m)

E_m: Deformation modulus of rock mass (GPa)

Vertical stress were calculated the following equation suggested by Henner (1938);

$$\sigma_v = \gamma \cdot H \quad (6)$$

Where;

γ: Unit weight (kN/m³),

All parameters used for the numerical modeling are given in Table 1.

Firstly, in the numerical analyses, preliminary support systems proposed by RMR₈₉ were applied for Weak, Fair and Good rock masses and then numerical analyses were carried out for every 10 m depth to determine the yielding depth of the any support elements. Results of the analyses for the yielded elements are given in Figure 1-3.

Table 1. Input parameters for the numerical models

Parameters	Weak Rock	Fair Rock	Good Rock
σ _{ci} , MPa	30	75	150
E _i , MPa	12000	27500	55000
ν	0.28	0.25	0.22
γ, kN/m ³	26	26	26
E _m , GPa	7000	14000	32000
GSI	43	55	70
m _i	18	20	25
m _b	2.351	4.009	8.563
m _{br}	1.199	1.439	1.8701
s	0.0018	0.0067	0.0357
s _r	0.00022	0.00028	0.00031
a	0.509	0.504	0.501
a _r	0.533	0.529	0.527

According to the numerical model of Weak rock mass, at a 200 m of overburden, while shotcrete at the crown of the tunnel was yielded, the wire mesh was stable (Figure 1).

For the Fair Rock mass, yielding occurred at the crown of the tunnel at the shotcrete for Weak rock mass. Another important result from the numerical analyses was that the wire mesh was yielded too. According to the numerical model, there was no yielding in support elements up to 310 m depth in the Fair rock mass, but after this depth, both shotcrete and wire mesh were unstable.

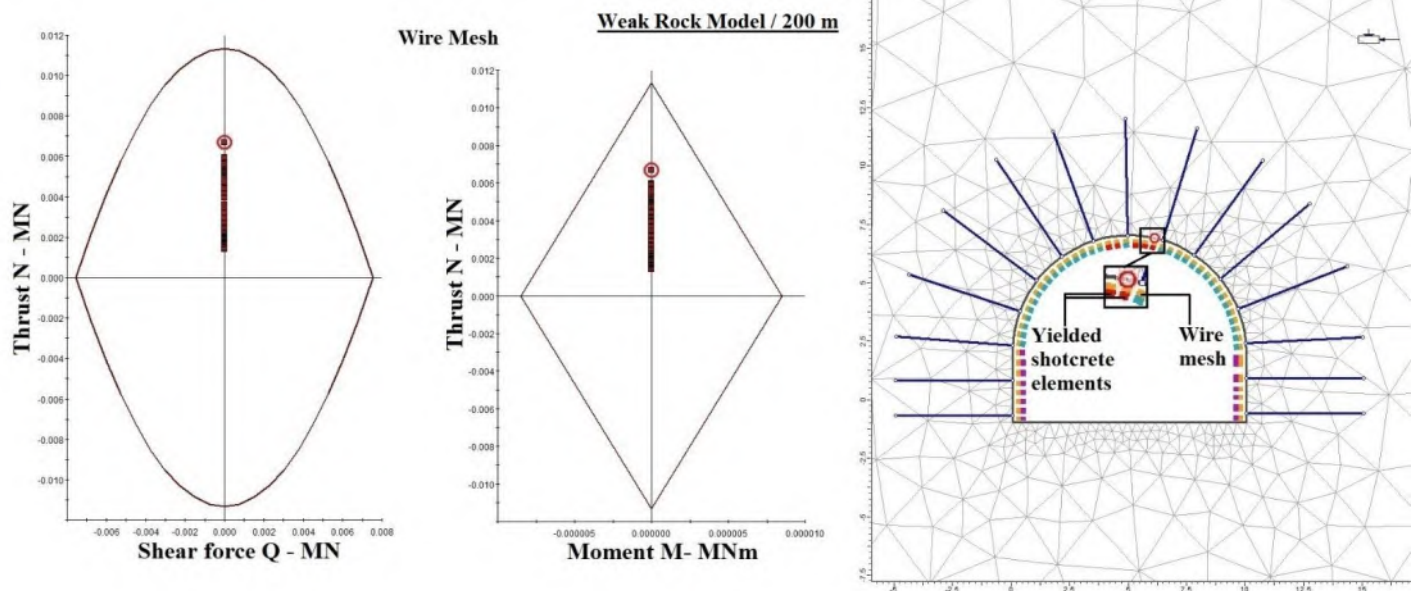


Figure 1. Numerical model of Weak rock class

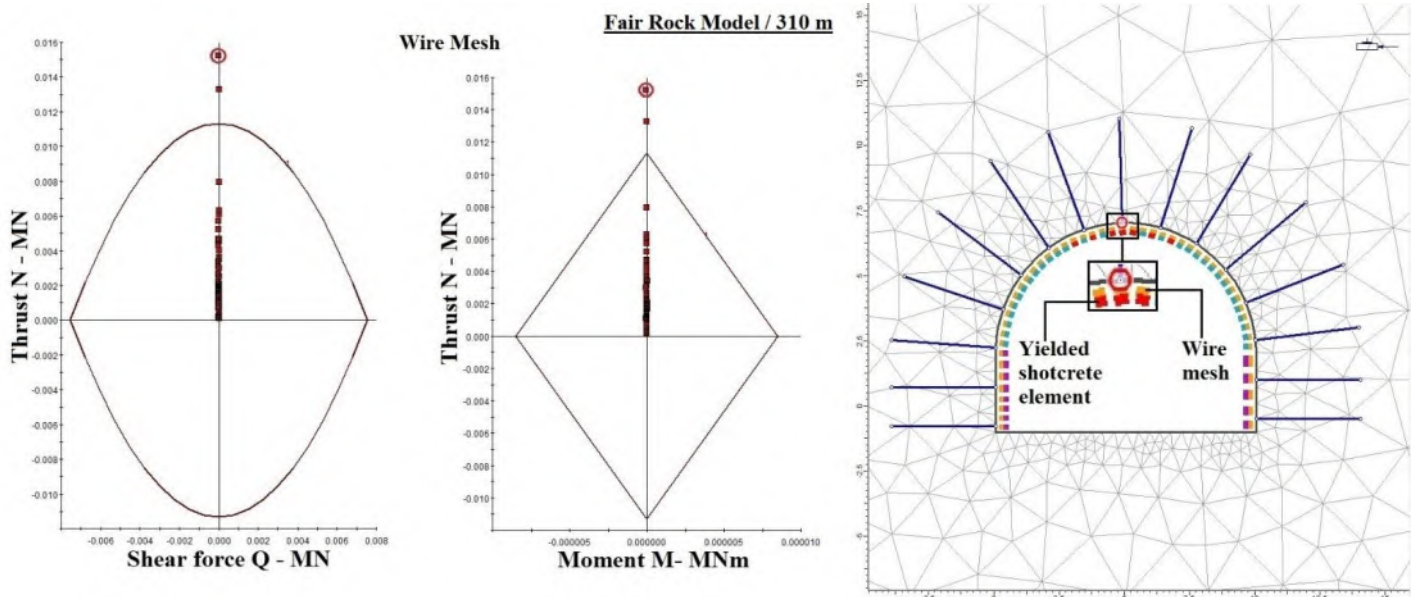


Figure 2. Numerical model of Fair rock class

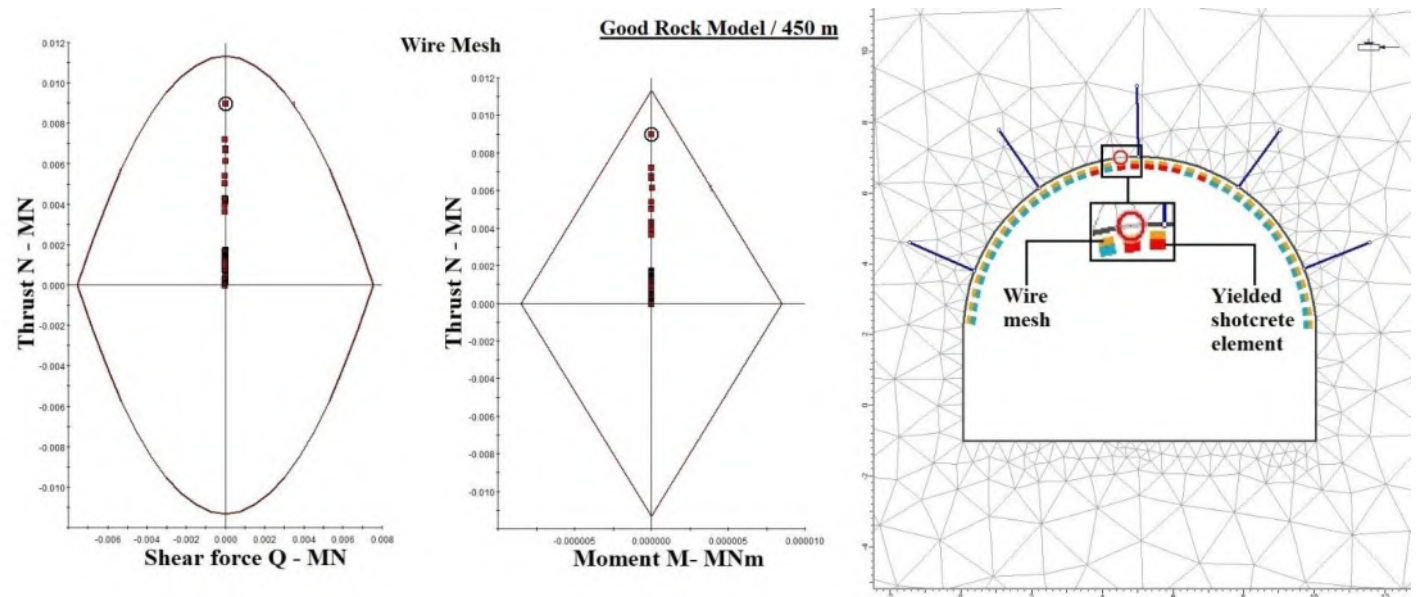


Figure 3. Numerical model of Good rock mass

Numerical modeling of the Good rock mass showed that the shotcrete of the crown section of the tunnel was yielded. Wire mesh of the crown was stable.

Numerical models of Weak, Fair and Good rock masses showed that the RMR₈₉ proposed preliminary support systems could stand up to 5.2 MPa, 8.06 MPa and 11.7 MPa vertical stress conditions, respectively. These values are very low when compared to the limitation, which the preliminary support systems are valid up to 25 MPa vertical stresses conditions, suggested by RMR₈₉ system. On the contrary, support systems were yielded at much lower vertical stress values for Weak, Fair and Good rock masses.

3 EVALUATIONS OF THE NUMERICAL MODELS

In order to check the reliability of the numerical models, new numerical analyses were performed using the data of real rock masses classified using the RMR₈₉ system and the obtained results were compared to the results of the numerical models.

In this study, rock masses in different geological and geotechnical characteristics were selected. Selected tuffites and basalts for the analyses belong to the Middle-Upper Miocene aged Yamadağ Volcanites cropped out in the North-East of Malatya (Gurocak et al., 2007). The calcarenites are found in the Campanian-Maastrichtien aged Tonya Formation (Tonya/Trabzon) (Ersoy 2007).

3.1 Geotechnical properties of the real rock masses

The geotechnical characteristics of the selected rock masses are quoted from Gurocak (2007) and Ersoy (2007). The data of rock materials and discontinuities are given in Table 2.

3.2 RMR₈₉ classifications of the real rock masses

The rock masses for use in the numerical analyses were characterized using the RMR₈₉ system and the preliminary support systems for each rock mass were determined. The RMR Classification System was firstly proposed by Bieniawski (1973) as a result of the studies conducted between 1972-1973.

The RMR system (RMR₈₉) modified by the suggestions made by Bieniawski in 1989 on the classification parameters and the scores of these

parameters has been finally modified with the recommendations made in 2014 (Celada et al., 2014). Because of its broad acceptance, 1989 version of RMR was preferred in this study.

According to the RMR₈₉ classification, Tuffites were classified as weak rock, basalts were classified as Fair rock, and calcarenites were classified as Good rock class (Table 4). Preliminary support systems are given in Table 5

Table 2. Properties of the discontinuities and rock material

	Tuffites	Basalt	Calcarenite
Properties of Discontinuities			
Joint set number	4 joint sets + random 14/100	4 joint sets + random 78/192	3 joint sets + random 25/5
Joint set orientation	80/220 87/259 77/305	71/3 67/287 72/99	70/100 80/190 -
Spacing (mm)	90	160	509
Persistence(m)	3-10	1-3	3-10
Aperture(mm)	2.50-10.00	2.50-3.00	1.94
Roughness	Generally planar-rough	Generally planar-rough	Rough
Infilling	Calcite > 5 mm	Calcite < 5 mm	Calcite < 5 mm
Weathering	Highly	Moderately	Slightly
Groundwater conditions	Dry	Dry	Dry
Properties of Rock Material			
Unit Weight (γ , kN/m ³)	16.5	25.55	20.5
UCS (σ_c , MPa)	8.21	40.64	37
Young Modulus (E_i , GPa)	2.23	30.91	15.65
Poisson's Ratio (ν)	0.20	0.27	0.30

3.3 Geotechnical properties of the real rock masses

In order to check the results of the numerical models, the preliminary support elements obtained from the RMR₈₉ system were numerically analyzed and tried to determine at which depths and vertical stress values the preliminary support elements were yielded.

The parameters used in numerical analyses and the characteristics of the support elements are presented in Tables 6 and 7.

According to the numerical analysis performed for every 10 m, the shotcrete at the crown of the

tunnel were yielded at 180 m depth and there was no yielding on the wire mesh for Weak rock mass (Figure 4).

For the Fair rock mass, the wire mesh was not yielded although the shotcrete at the crown of the tunnel and rock bolts were both yielded at 280 m depth (Figure 5).

Yielding occurred shotcrete at the 400 m depth at the crown for the Good rock mass and there was no yielding on the wire mesh (Figure 6).

Table 4. RMR₈₉ classification of real rock masses

	Tuffite	Basalt	Calcarenite
Uniaxial compressive strength (σ_c , MPa)	8.21	40.64	37
Score	2	5	4.8
RQD (%)	25	62	97
Score	6	12	19.5
Spacing of joints (mm)	90	160	509
Score	6	7.3	10.5
Persistence of joints (m)	3-10	1-3	3-10
Score	2	4	2
Aperture of joints (mm)	2.50-10.00	2.50-3.00	1.94
Score	0	1	1
Roughness of joints	Generally planar-rough	Generally planar-rough	Rough
Score	5	5	5
Infilling	Calcite>5 mm	Calcite<5 mm	Calcite<5 mm
Score	2	4	4
Weathering degree	Highly	Moderately	Slightly
Score	1	3	5
Groundwater conditions	Dry	Dry	Dry
Score	15	15	15
Basic RMR₈₉	39	56.3	67.65
Adjustment of discontinuity orientation	-5	0	-5
RMR₈₉ value	34	56.3	62.65
Rock Class	Weak Rock (II)	Fair Rock (III)	Good Rock (IV)

Numerical analyses carried out for the real rock masses showed that the preliminary support systems suggested by RMR₈₉ system for Weak, Fair and Good rock masses is starting to yield at

2.97 MPa, 7.15 MPa and 10.7 MPa vertical stress conditions, respectively.

Table 5. RMR₈₉ proposed preliminary systems

	Tuffites	Basalt	Calcarenite
Rock bolt length-space (m)	5 - 2	4 - 2	2 - 2
Shotcrete thickness (mm)	Crown 150 mm, Wall 100mm, mesh reinforced	Crown 100 mm, Wall 30 mm, wire mesh reinforced	Crown 50 mm

Table 6. Input parameters of the numerical analyses

	Tuffite	Basalt	Calcarenite
σ_{ci} , MPa	8.21	40.64	37
E_i , GPa	2.23	30.51	-
ν	0.2	0.27	0.31
γ , kN/m ³	16.5	25.55	20.5
E_m , GPa	1.40	7.96	8.03
GSI	32	48	53
GSI _r	20.84	25.23	26.05
m_i	13	25	21
m_b	1.146	3.903	3.919
m_{br}	0.769	1.731	1.497
s	0.0005	0.0031	0.0054
s_r	0.00015	0.00025	0.00027
a	0.520	0.507	0.505
a_r	0.541	0.531	0.53

Table 7. Characteristic properties of the support elements used in numerical analyses

Properties	Shotcrete	Rock Bolt	Wire Mesh
Young Modulus, (GPa)	30	200	200
Poisson ratio,	0.2	-	0.35
UCS, (MPa)	30	-	500
Residual UCS, (MPa)	3.0	-	-
Tensile Strength, (MPa)	-	-	500
Tensile Capacity (MN)	-	0.2	-
Residual Tensile Capacity (MN)	-	0.02	-
Type	-	Ø20 mm SN	Ø6 100x100 mm /

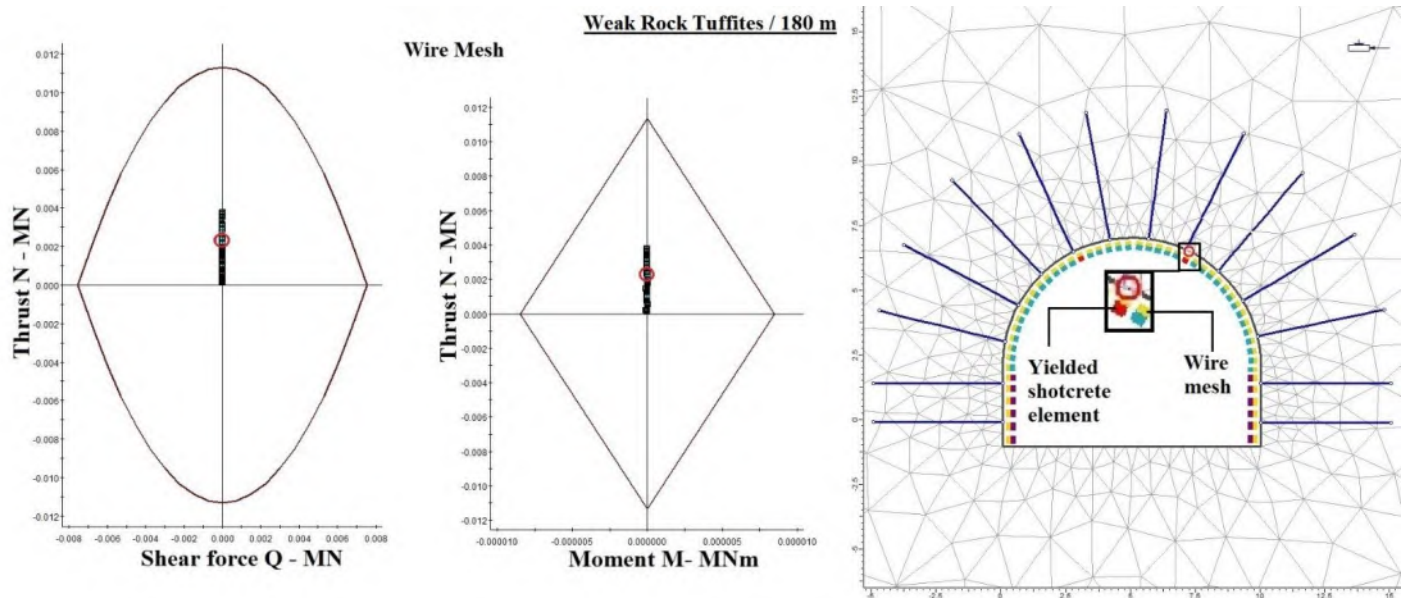


Figure 4. Numerical analyses of Weak rock mass

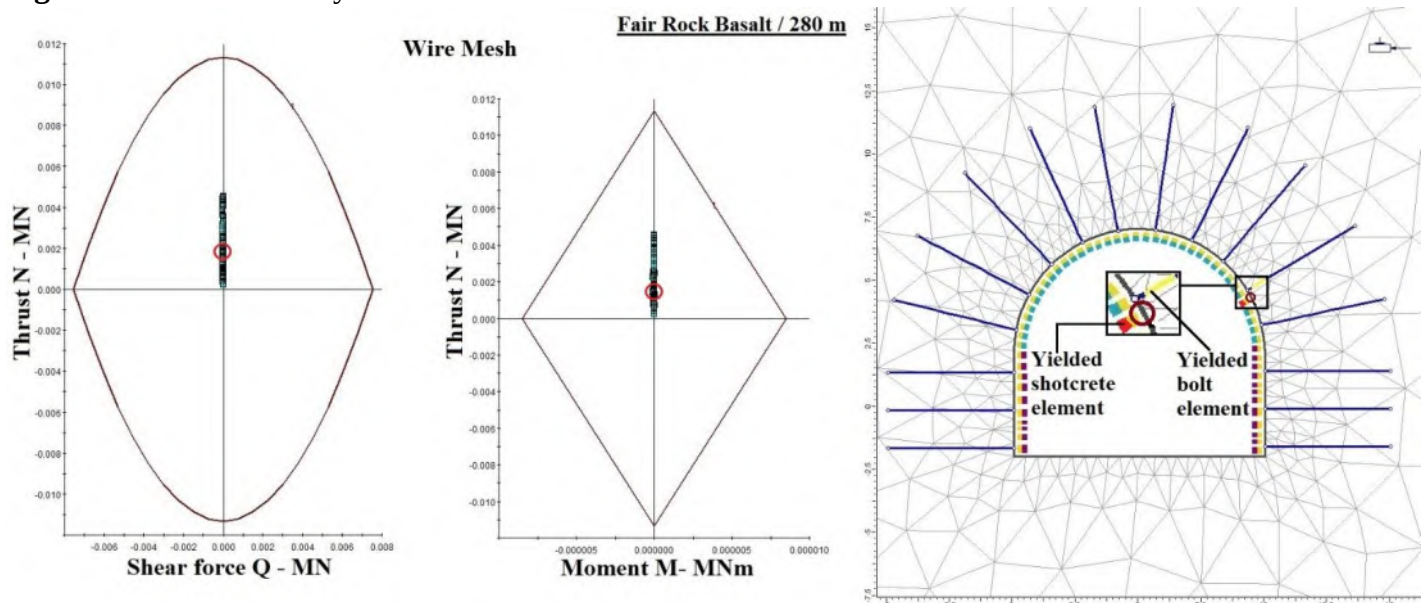


Figure 5. Numerical analyses of Fair rock mass

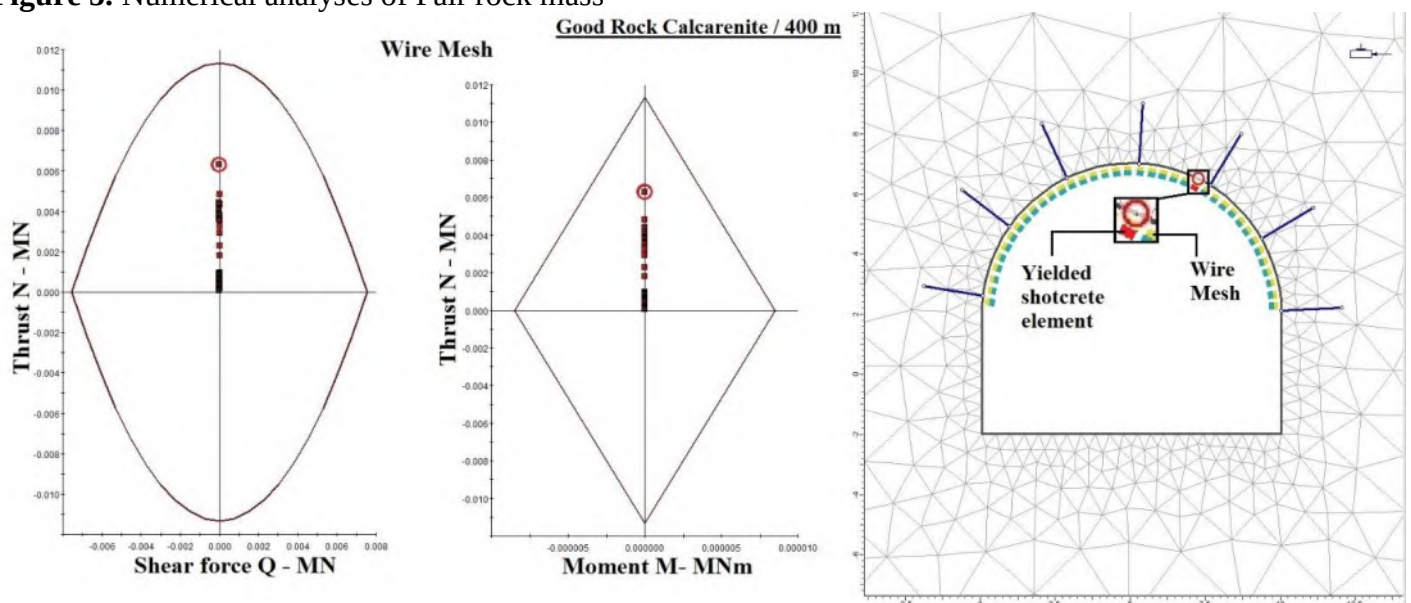


Figure 6. Numerical analyses of Good rock mass

4 CONCLUSION

In this study, numerical models were developed to determine yielding depth and the vertical stress values of the support elements.

According to numerical models, the support elements of weak rock mass were yielded at a depth of 200 m and a vertical stress value of 5.2 MPa.

The support elements of the Fair rock mass were yielded at a depth of 310 m and a vertical stress value of 8.06 MPa. The support elements of good rock mass were yielded at a depth of 450 m and a vertical stress value of 11.7 MPa.

New numerical analyses have been carried out using data from the Weak (Tuffit), Fair (Basalt) and Good (Calcaranite) rock masses to check the results obtained from numerical models. Results of the numerical analyses showed Weak, Fair and Good rock masses were yielded at 180, 280 and 400 m depth, respectively. The vertical stress values that the preliminary support elements were yielded were determined as 2.97 MPa, 7.15 MPa and 10.7 MPa, respectively. The values obtained from the numerical analyses using real rock masses are compatible with the values obtained from the numerical models.

The results of the analyses indicates that the preliminary support systems suggested by RMR₈₉ system for Weak, Fair and Good rock mass classes can stand stable to certain depth values for each rock mass class. However, the preliminary support systems are yielded after these depths.

Another important finding of the study is the vertical stress values for the yielded support elements. Although the RMR₈₉ system proposes the preliminary support systems have validity to 25 MPa vertical stress conditions, results of the numerical analyses showed the preliminary support systems started to yield at much lower vertical stress conditions depending on the rock mass class. The numerical analyses also indicate that the 25 MPa vertical stress value is not a realistic value for the Weak, Fair and Good rock mass classes.

REFERENCES

Bieniawski, Z.T., 1973, Engineering classification of jointed rock masses: Transaction of the South African Institution of Civil Engineers, v. 15, p. 335-344.

- Bieniawski, Z.T., 1989. Engineering Rock Mass Classifications. Wiley, 251pp, New York.
- Bieniawski, Z.T., 1993, Classification of rock masses for engineering: The RMR system and future trends, In: Hudson, J.A., ed., Comprehensive Rock Engineering, Volume 3: Oxford, Pergamon Press, p. 553-573, New York.
- Cai, M., Kaiser, P.K., Tasaka, Y. and Minami, M., 2007. Determination of residual strength parameters of jointed rock masses using the GSI system, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 4 (2), 247–265.
- Celada, B., Tardaguila, I., Varona, P., Rodriguez, A. and Bieniawski, Z.T., 2014. Innovating tunnel design by an improved experience-based RMR system. In: World Tunnel Congress, May 9th to 15th 2014, Iguassu Falls, Brazil.
- Ersoy, H., 2007. Trabzon ili katı atıkları için düzenli depolama yeri seçimi ve önerilen Düzyurt düzenli depolama alanının mühendislik jeolojisi açısından incelenmesi, KTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü, Doktora Tezi, 269s.
- Fenner, R., 1938. Untersuchungen zur Erkenntnis des Gebirgsdrucks, Glückauf, 74, 32, 681-695.
- Gurocak, Z., Solanki, P. and Zaman, M.M., 2007. Empirical and numerical analyses of support requirements for a diversion tunnel at the Boztepe dam site, eastern Turkey. Engineering Geology. 91, 194–208.
- Hoek, E., Kaiser, P.K. ve Bawden, W.H., 1995. Support of Underground Excavations in Hard Rock. Rotterdam, Balkema
- Hoek, E., 2007, Practical rock engineering, RocScience.
- ISRM, (International Society for Rock Mechanics), 2007. ISRM Suggested Methods: Rock Characterization, Testing and Monitoring, Pergamon Press, London, 211 s.
- Kanik, M., Gurocak, Z. and Alemdag, S., 2015. A comparison of support systems obtained from the RMR₈₉ and RMR₁₄ by numerical analyses: Macka Tunnel project, NE Turkey, Journal of African Earth Sciences, Volume 109, September 2015, 224–238.
- Rocscience Inc, 2006. Roclab software, Rocscience Inc., Toronto, Ontario, Canada.
- Rocscience Inc, 2011. Phase2 v8.0 Finite Element Analysis for Excavations and Slopes, Rocscience Inc., Toronto, Ontario, Canada.
- Sheorey, P.R., Murali, M.G., Sinha, A., 2001. Influence of elastic constants on the horizontal in situ stress. Int. J. Rock Mech. Min.Sci. 38 (1), pp 1211–1216.

Salarha (Rize) tüneli güzergâhındaki kaya kütlelerinin kazılabilirlik açısından incelenmesi

Investigation of the excavatability properties of the rock masses along the Salarha (Rize) tunnel

A. Kaya

Recep Tayyip Erdoğan Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 53100, RİZE

A. Sayın

Karayolları 10. Bölge Müdürlüğü, 61310, Yıldızlı-Akçaabat/TRABZON

ÖZET: Bu çalışmada, Salarha (Rize) tüneli güzergâhında yer alan kayaçların kazılabilirlik özellikleri araştırılmıştır. Yapılan çalışmalar sırasıyla arazi, laboratuvar ve analiz çalışmaları olmak üzere üç aşamada yürütülmüştür. Kaya kütlelerinin içerdiği süreksizliklerin özelliklerini ISRM tanımlama ölçütlerine göre belirlemek için sondajlardan ve hat etüdü çalışmalarından yararlanılmıştır. Laboratuvar deneyleri yapılarak kaya malzemelerinin fiziko-mekanik özellikleri belirlenmiştir. Değerlendirme aşamasında arazi ve laboratuvar çalışmalarından elde edilen veriler kullanılarak kaya kütleleri GSI sistemine göre sınıflandırılmıştır. Son olarak kaya kütleleri, Pettifer & Fookes ve Tsiambaos & Saroglou tarafından önerilen kazılabilirlik sistemlerine göre sınıflandırılarak kazılabilirlik özellikleri belirlenmiştir. Pettifer & Fookes'a göre kaya kütlelerinin zor kazılabilir, zor sökülebilir ve kolay sökülebilir; Tsiambaos & Saroglou'a göre ise kazılabilir, sökülebilir ve patlatılabilir özellikte olduğu saptanmıştır. Her iki yöntemle göre yapılan değerlendirmenin birbirleriyle uyumlu olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlar dikkate alındığında sökme işlemi için hidrolik kırıcı, kazma işlemi için ise kepçe kullanılması uygundur. Ancak, yeraltı kazılarında günlük ilerleme hızının yüksek olması istenildiğinden sökme işleminin hidrolik kırıcı yerine kontrollü patlatma yapılarak yürütülmesi önerilmektedir.

ABSTRACT: In this study, the excavatability properties of the rock masses along the Salarha (Rize) tunnel alignment were investigated. The engineering geological studies were carried out in three stages as field investigation, laboratory and analyses studies. In order to determine the quantitative descriptions of the discontinuities in rock masses considering the ISRM suggested method, the borehole studies and scanline-surveys were utilized. Laboratory studies were carried out in order to determine the physico-mechanical properties of the intact rocks. In evaluation stage, the rock masses were classified according to the GSI system using the data obtained from field and laboratory studies. Finally, the rock masses were classified according to the excavatability classification systems suggested by Pettifer & Fookes and Tsiambaos & Saroglou, and excavatability characteristics were defined. According to classification of Pettifer & Fookes, the rock masses are hard diggable, hard rippable and easy rippable; diggable, rippable and blasting required according to Tsiambaos & Saroglou. It was concluded that both methods are compatible with each other. If these results take into account, it is suitable using the hydraulic breaker in ripping process and face shovel in digging process. However, because high daily excavation rate is required in underground excavations, it is suggested to use controlled blasting instead of hydraulic breaker.

1 GİRİŞ

Kazılabilirlik, kayaçların bulundukları yerden kazı ekipmanları ile ne ölçüde koparılabilirliklerinin, sökülebilirlik ise ripperli dozer ile ne ölçüde sökülerek parçalanabileceğinin göreceli ifadesidir. Jeoloji, maden ve inşaat mühendisleri tarafından yeraltı ve yerüstü kazılarının tasarımında kullanılan birçok yöntem bulunmaktadır. Bu

yöntemler yardımıyla baraj, tünel, köprü, karayolu gibi mühendislik yapılarının inşa edileceği veya maden işletmeciliğinin yapılacağı kaya kütlelerinin kazılabilirlik özellikleri belirlenebilmektedir. Yeraltı kazılarının tasarımında ise blok boyutunun ve kaya malzemesinin dayanımının dikkate alındığı sınıflandırmalar uygulama aşamasında daha iyi sonuçlar vermektedir. Yeraltı ve yerüstü kazılarında, kazı yönteminin ve kazı ekipmanının

seçiminde en önemli faktör, kayaların kazılabilirlik özelliklerinin doğru tespit edilebilmesidir. Bu nedenle birçok araştırmacı, kayaların malzeme ve kütle özelliklerinden yola çıkarak kazılabilirliği belirlemeye yönelik ön tasarım amaçlı birçok ampirik kazılabilirlik ve sökülebilirlik sınıflama sistemi geliştirmiştir (Franklin vd. 1971, Atkinson 1971, Bailey 1974, Weaver 1975, Kirsten 1982, Abdullatif & Cruden 1983, Scoble & Müftüoğlu 1983, Singh vd. 1986, Smith 1986, Bozdağ 1988, Paşamehmetoğlu vd. 1988, Karpuz 1990, Pettifer & Fookes 1994, Hoek & Karzulovic 2000,

Ceylanoğlu vd. 2007, Tsiambaos & Saroglou 2009).

Bu çalışmada, 2.950 metre uzunluğundaki çift tüplü Salarha (Rize) tünelinin güzergâhında (Şekil 1) yer alan kaya kütleleri Pettifer & Fookes (1994) ile Tsiambaos & Saroglou (2009) tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sistemlerine göre sınıflandırılmıştır. Elde edilen sonuçlar karşılaştırılarak birbirleriyle olan uyumlulukları araştırılmıştır.



Şekil 1. Çalışma alanına ait yer bulduru haritası

2 ÇALIŞMA ALANININ JEOLojİSİ

Çalışma alanı ve çevresinde, yaşlıdan gence doğru Geç Kretase-Paleosen yaşlı Bakırköy Formasyonu ile Eosen yaşlı Kaplıca ve Kabaköy Formasyonları yüzeylenmektedir (Güven 1993).

Tünel güzergâhındaki en yaşlı birim olan Bakırköy Formasyonu ileri derecede ayrılmış beyaz-bej renkli marn, kiltası ve kumtaşlarından oluşmaktadır. Tabakalar genel olarak güneydoğu yönüne doğru 10-15° eğim açısı ile konumlanmıştır. Formasyona ait birimler tünelin

giriş bölümünde yüzeylenmektedir. Bu tortul birimin üzerine uyumsuz olarak gelen Kaplıca Formasyonu ince tabakalı kumtaşı, marn ve araseviye olarak volkanik piroklastitlerden oluşmaktadır. Tabakalar güneydoğu yönüne doğru 35-45° eğimlidir. Tünelin orta ve çıkış bölümündeki genişçe bir alanda yüzeylenen Kabaköy Formasyonu ise andezit, bazalt ve aglomeralardan oluşmaktadır.

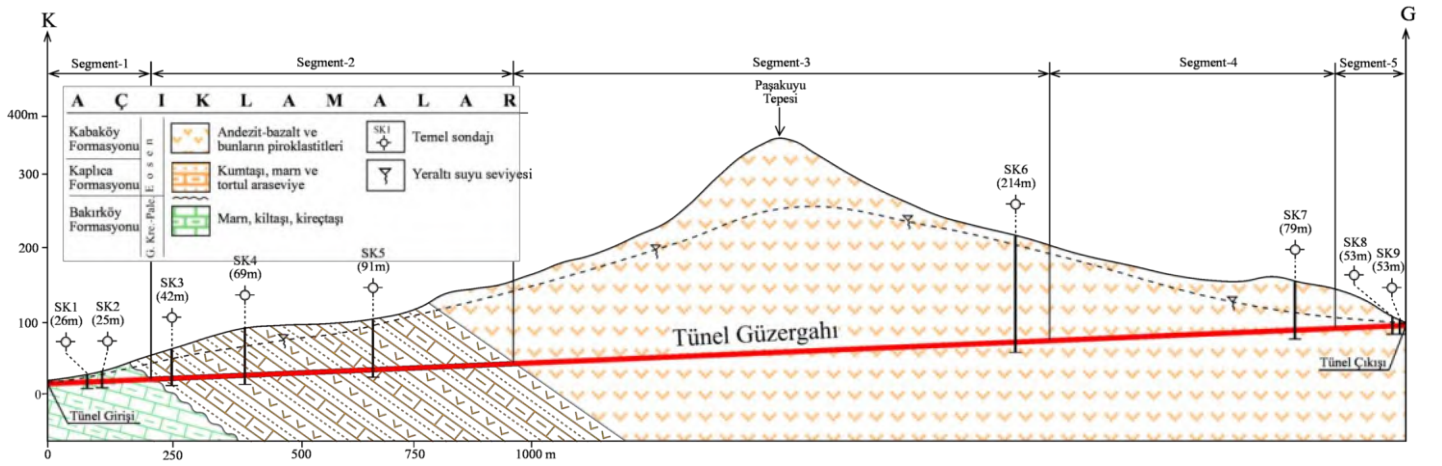
Salarha tünel güzergâhındaki birimlerin birleştirilmiş jeoloji kesiti üzerindeki görünümü Şekil 2'de verilmiştir.

3 KAYA BİRİMLERİNİN MÜHENDİSLİK ÖZELLİKLERİ

Arazi ve sondaj çalışmaları yardımıyla hazırlanan jeolojik kesit dikkate alınarak tünel güzergâhındaki birimler jeoteknik özelliklerine ve örtü yüküne göre beş segmente ayrılmıştır. Tünel güzergâhındaki kaya birimlerinden derlenen karot örnekleri üzerinde fiziko-mekanik özellikleri belirlemeye yönelik laboratuvar deneyleri gerçekleştirilmiş ve bu deneylere ait sonuçlar Tablo 1’de verilmiştir. Deneyler, ISRM (2007) tarafından önerilen yöntemler esas alınarak yapılmıştır.

Tünel güzergâhındaki kaya kütlelerinin içerdiği süreksizliklerin özelliklerini belirlemek için temel

sondajlarından ve yol şevlerinde yapılan hat etüdü çalışmalarından yararlanılmıştır. Süreksizliklerin özellikleri, ISRM (2007) tarafından önerilen ölçütlere göre tanımlanmıştır. Hat etüdü çalışmaları ile süreksizliklere ait yönelim, ara uzaklık, açıklık, devamlılık, yüzey pürüzlülüğü ve dalgalılığı, bozunma derecesi, dolgu malzemesinin özelliği ve yüzeylerindeki su durumu gibi özellikler tespit edilmiştir. Jeolojik Dayanım İndeksi (GSI) değerini saptamak için Hoek vd. (2013) tarafından önerilen GSI abağı kullanılmıştır. Bu veriler yardımıyla her bir segment için belirlenen kaya kalite göstergesi (RQD), hacimsel eklem sayısı (J_v) ve GSI değerleri Tablo 1’de özet olarak sunulmuştur.



Şekil 2. Salarha tünel güzergâhındaki birimlerin birleştirilmiş jeolojik kesiti üzerindeki görünümü

Tablo 1. Salarha tünel güzergâhındaki kaya birimlerine ait mühendislik özellikler (KGM 2015)

Özellikler	Segment 1	Segment 2	Segment 3	Segment 4	Segment 5
Sondajlar	SK1, SK2	SK3, SK4, SK5	SK6	SK7	SK8, SK9
Birim hacim ağırlık (γ , kN/m ³)	(22.13-25.83) *22.60	(21.62-27.68) *24.94	(26.19-27.33) *26.92	(23.29-27.56) *25.37	(23.49-26.27) *24.98
Tek eksenli basınç dayanımı (σ_{ci} , MPa)	(6.06-70.47) *18.12	(5.98-33.34) *30.10	(38.04-45.54) *42.64	(15.53-28.41) *20.31	(13.47-46.57) *25.30
Nokta yükü dayanım indeksi ($I_{s(50)}$, MPa)	(0.30-3.52) *0.91	(0.29-1.68) *1.51	(1.90-2.28) *2.13	(0.78-1.42) *1.02	(0.30-3.52) *1.27
Kaya kalite tanımlaması (RQD, %)	(0-90) *11	(0-100) *57	(45-199) *91	(30-100) *80	(0-100) *83
Hacimsel eklem sayısı (J_v , eklem/m ³)	39.6	21.2	7.6	12	10.8
Süreksizlik aralık indeksi (I_f , m)	0.08	0.14	0.39	0.25	0.28
Jeolojik Dayanım İndeksi (GSI)	13	42	71	66	64

* Ortalama değer

4 KAYA KÜTLELERİNİN KAZILABİLİRLİK SINIFLAMA SİSTEMLERİNE GÖRE DEĞERLENDİRİLMESİ

Kaya ortamında yüzeyden derine doğru gidildikçe bozunma etkisinin azalmasına bağlı olarak kazılmaya karşı gösterilen direnç artmaktadır. Farklı araştırmacılar tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sistemlerinin birçoğunda süreksizlik yüzeyinin bozunma derecesi, pürüzlülüğü, su durumu, dolgu durumu ve açıklığı gibi yüzeyel şartlardan kolaylıkla etkilenen girdi parametreleri kullanılmaktadır. Yeraltı kazıları için bu parametreleri kullanarak kazı yöntemini belirlemeye çalışmak çoğu zaman uygulama aşamasında uyumsuzluğa yol açmaktadır.

Kaya vd. (2011) yüzey kazıları için uygulamada yaygın olarak kullanılan Franklin vd. (1971), Kirsten (1982), Abdullatif & Cruden (1983), Pettifer & Fookes (1994), Hoek & Karzulovic (2000), Tsiambaos & Saroglou (2009) tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sistemlerinin yeraltı kazılarında uygulanabilirliğini araştırmıştır. Bu amaçla yerinde yapılan kazı yöntemleri ile kazılabilirlik sınıflama sistemlerine göre belirlenen kazı yöntemlerini karşılaştırmış ve Pettifer & Fookes (1994) ile Tsiambaos & Saroglou (2009) tarafından önerilen kazı yöntemlerinin, yerinde uygulanan kazı yöntemleriyle birebir uyuştuğunu belirlemiştir. Yeraltı kazılarında kaya kütlelerinin kazılabilirlik özelliği blok boyutu ve kaya malzemesinin dayanımı tarafından kontrol edilmektedir. Bu parametrelerin kullanıldığı kazılabilirlik sınıflama sistemlerine göre kazı yöntemini belirlemek uygulama aşamasında daha iyi sonuçlar vermekte ve projenin uygulanabilirliğine katkıda bulunmaktadır. Bu iki kazılabilirlik sistemi de GSI, $I_{s(50)}$ ve I_f değişkenlerini etkin olarak

kullandığından yüzey kazılarının yanı sıra yeraltı kazıları için de uygulanabilir özelliktedir (Kaya vd. 2011).

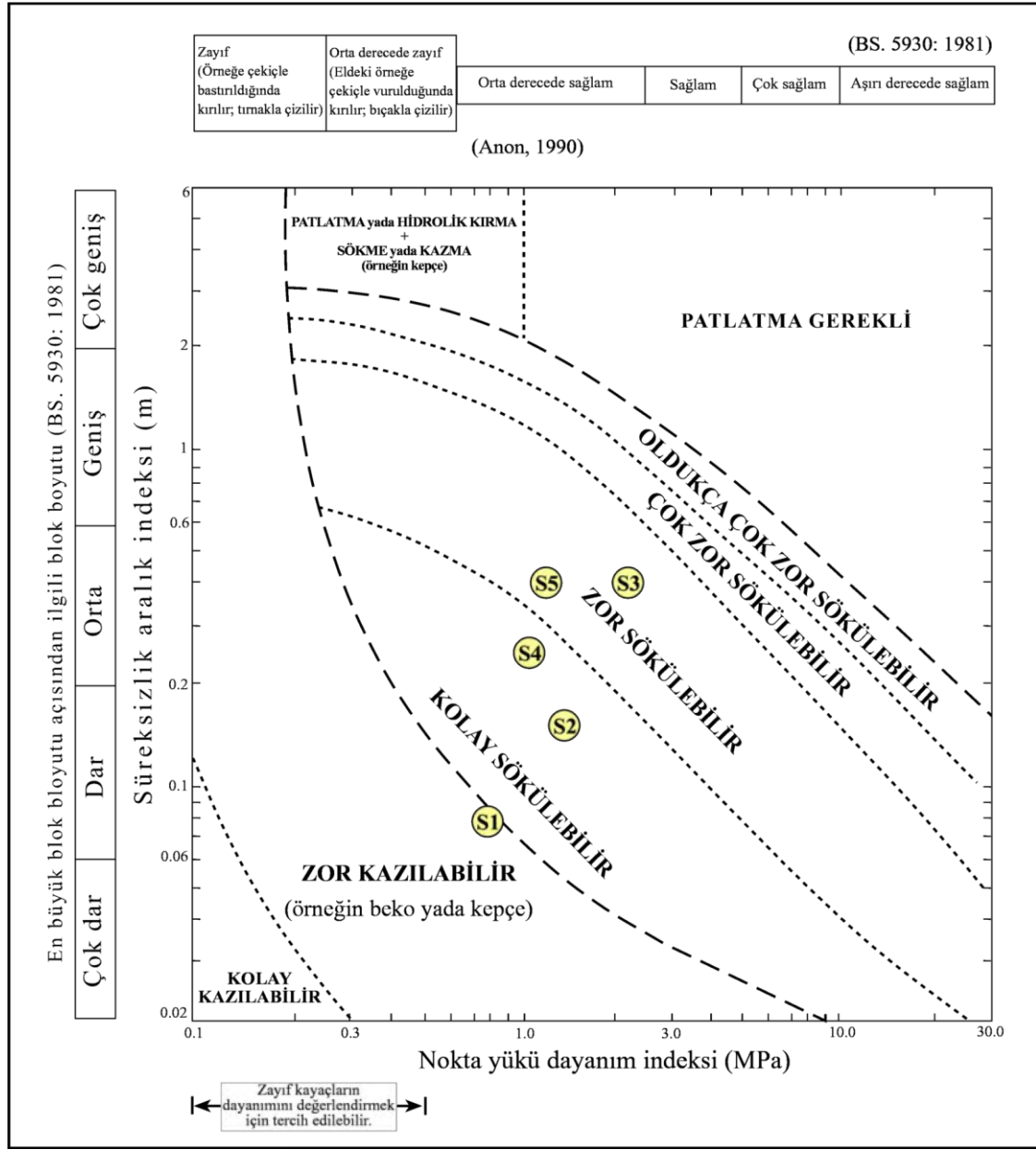
Bu çalışmada, Salarha tüneli güzergâhında yer alan kaya kütlelerinin kazılabilirlik özelliklerini belirlemek için Pettifer & Fookes (1994) ve Tsiambaos & Saroglou (2009) tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sistemlerinden yararlanılmıştır.

Tünel güzergâhındaki kayalar, litolojiye, kökene ve jeoteknik özelliklere dayanan sınıflama sistemleri ve örtü yükü kullanılarak beş segmente ayrılmıştır. Bakırköy Formasyonu'na ait tortul kayalar Segment-1, Kaplıca Formasyonu'na ait tortul kayalardan oluşan birim Segment-2, Kabaköy Formasyonu'na ait volkanik kayalar ise Segment-3, Segment-4 ve Segment-5 olarak tanımlanmıştır (Şekil 2).

Pettifer & Fookes (1994) tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sisteminde girdi parametresi olarak süreksizlik aralık indeksi (I_f) ve nokta yükü dayanım indeksi ($I_{s(50)}$) değerleri kullanılmaktadır. Süreksizlik aralık indeksi (I_f), hacimsel eklem sayısından (J_v) yararlanılarak üç süreksizlik takımı içeren kaya kütleleri için ISRM (2007) tarafından önerilen aşağıdaki eşitlik yardımıyla belirlenmiştir (Tablo 1).

$$I_f = \frac{3}{J_v} \quad (1)$$

Pettifer & Fookes (1994) tarafından önerilen sınıflandırmaya göre segmentlerdeki birimler “zor kazılabilir”, “kolay sökülebilir” ve “zor sökülebilir” kaya sınıfındadır (Şekil 3). Kolaylık olması amacıyla segment isimleri abaklarda S1-5 olarak simgelenmiştir.

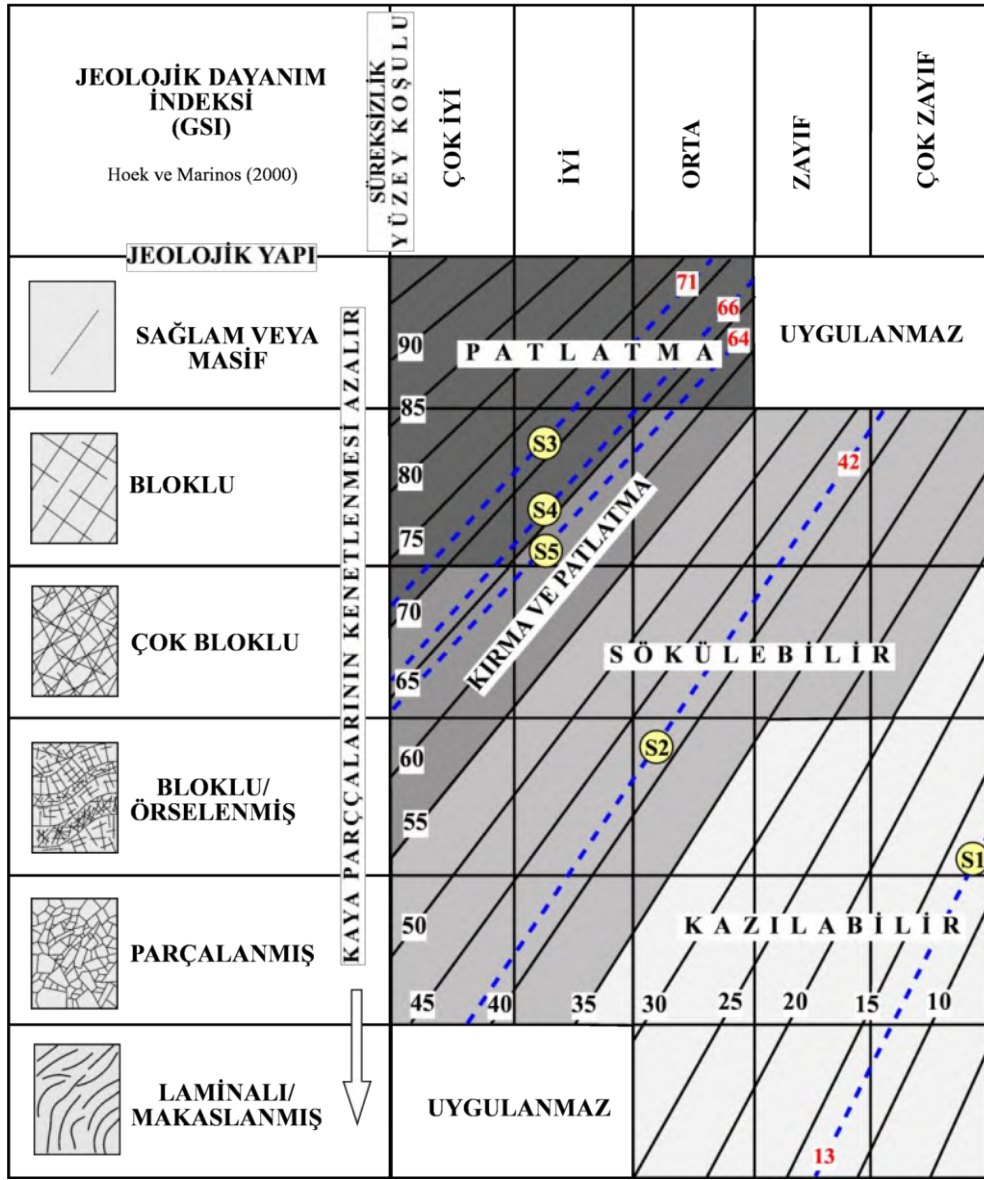


Şekil 3. Salarha tünel güzergâhındaki segmentlerin Pettifer & Fookes (1994) tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sistemine göre değerlendirilmesi

Tsiambaos & Saroglou (2009) tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sisteminde girdi parametresi olarak GSI ve $I_{s(50)}$ parametreleri kullanılmaktadır. $I_{s(50)} \geq 3$ MPa ve $I_{s(50)} < 3$ MPa koşuluna göre kaya kütlelerini kazılabilirlik açısından değerlendirmek için iki farklı GSI abağı önerilmiştir. Bu çalışmada beş segmentteki kaya birimlerinin kazı sınıfını belirlemek için $I_{s(50)} < 3$ MPa koşuluna göre önerilmiş GSI abağı kullanılmıştır. Tsiambaos & Saroglou (2009) tarafından önerilen sınıflandırmaya göre segmentlerdeki birimler “kazılabilir”,

“sökülebilir”, “patlatma” ve “kıрма-patlatma” kaya sınıfındadır (Şekil 4).

Yapılan analizler sonucunda Segment-1’deki birimlerin kepçeyle kazılabilir, Segment-2’deki birimlerin hidrolik kırıcıyla sökülebilir, Segment 3-4-5’deki birimlerin ise hidrolik kırıcıyla sökülebilir veya patlatılabilir özellikte olduğu belirlenmiştir. Ancak, çalışma kapsamında yeraltı kazısı yapılacağından hidrolik kırıcı kullanılarak sökme işleminin yapılacağı Segment 2-3-4-5’deki birimlerde kontrollü patlatma yaparak kazı işlemini yürütmenin hızlı ilerleme açısından faydalı olacağı önerilmektedir.



Şekil 4. Salarha tünel güzergâhındaki segmentlerin Tsiambaos & Saroglou (2009) tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sistemine göre değerlendirilmesi ($I_{s(50)} < 3$ MPa koşuluna ait GSI abağı)

5 SONUÇLAR

Kaya kütlelerinin kazılabilirlik özelliklerini belirlemede yaygın olarak kullanılan kazılabilirlik sınıflama sisteminin yeraltı kazılarında uygulanabilirliğini araştırmak amacıyla Salarha (Rize) tüneli pilot bölge olarak seçilmiş ve burada yer alan kaya kütleleri kazılabilirlik açısından sınıflandırılmıştır. Yapılan çalışmalardan elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibidir.

Pettifer & Fookes tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sistemine göre tünel güzergâhındaki segmentlerin “zor kazılabilir”, “kolay sökülebilir” ve “zor sökülebilir” sınıfına girdiği saptanmıştır.

Tsiambaos & Saroglou tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sistemine göre segmentlerdeki kaya kütleleri “kazılabilir”,

“sökülebilir”, “patlatma” ve “kıрма-patlatma” sınıfındadır.

Yapılan analizler sonucunda, Pettifer & Fookes ve Tsiambaos & Saroglou tarafından önerilen yöntemlerin birbirleriyle uyumlu olduğu saptanmıştır. Segment-1’deki birimler kepçeyle kazılabilir, Segment-2’deki birimler hidrolik kırıcıyla sökülebilir, Segment 3-4-5’deki birimler ise hidrolik kırıcıyla sökülebilir veya patlatılabilir özelliktedir. Bu nedenle Segment 2-3-4-5’deki birimlerin kazısı sırasında hızlı ilerleme açısından kontrollü patlatma yönteminin uygulanması önerilmektedir.

Yeraltı kazılarında kaya kütlelerinin kazılabilirlik özelliği blok boyutu ve kaya malzemesinin dayanımı tarafından kontrol edilmektedir. Pettifer & Fookes ve Tsiambaos & Saroglou tarafından önerilen kazılabilirlik sınıflama sistemleri bu

değişkenleri etkin olarak kullanılmaktadır. İncelenen kazılabilirlik sınıflama sistemleri içinde bu iki sınıflama sisteminin yüzey kazılarının yanı sıra yeraltı kazıları için de uygulanabilir özellikte olduğu söylenebilir.

KAYNAKLAR

- Abdullatif, O.M. ve Cruden, D.M., 1983. The relationship between rock mass quality and ease of excavation, *Bulletin of the International Association of Engineering Geology*, 28, 183-187.
- Atkinson, T., 1971. Selection of open-pit excavating and loading equipment, *Transactions of the Institution of Mining and Metallurgy*, 80, A101-129.
- Bailey, A.D., 1975. Rock types and seismic velocities versus rippability, *Highway Geology Symposium, Proceedings*, 26, 135-142.
- Bozdağ, T., 1988. Indirect rippability assessment of coal measure rocks, *Yüksek Lisans Tezi, Orta Doğu Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, 86s.
- Ceylanoğlu, A., Gül, Y. ve Akın, A., 2007. Kazılabilirlik ve riparlenebilirlik sınıflama sistemlerinin incelenmesi ve yeni bir sınıflama sisteminin önerilmesi, *Madencilik Dergisi*, 46 (2), 13-26.
- Franklin, J.A., Broch, E. ve Walton, G., 1971. Logging the mechanical character of rock, *Transactions of the Institution of Mining and Metallurgy*, 80, A1-9.
- Güven, İ.H., 1993. Doğu Pontidlerin jeolojisi ve 1/250000 ölçekli komplikasyonu, MTA, Ankara.
- Hoek, E. ve Karzulovic, A., 2000. Rock mass properties for surface mines, *Slope stability in surface mining*, Society for Mining, Metallurgical and Exploration (SME), Colorado, 59-70.
- Hoek, E., Carter, T.G. ve Diederichs, M.S., 2013. Quantification of the Geological Strength Index chart, 47th US Rock Mechanics and Geomechanics Symposium, San Francisco, USA.
- ISRM (International Society for Rock Mechanics), 2007. The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974- 2006. Suggested Methods prepared by the Commission on Testing Methods, ISRM, R. Ulusay and J.A. Hudson (eds.), Kozan Ofset, Ankara, 628s.
- Karpuz, C., 1990. A classification system for excavation of surface coal measures, *Mining Science and Technology*, 11, 157-163.
- Kaya, A., Bulut, F. ve Alemdag, S., 2011. Applicability of excavatability classification systems in underground excavations: a case study, *Scientific Research and Essays*, 6 (25), 5331-5341.
- KGM, 2015. Salarha tüneli kesin proje jeolojik jeoteknik etüt raporu, Karayolları 10. Bölge Müdürlüğü, Trabzon, 106 s.
- Kirsten, H.A.D., 1982. A classification system for excavation in natural materials, *The Civil Engineering in South Africa*, 24, 293-308.
- Paşamehmetoğlu, A.G., Karpuz, C., Müftüoğlu, Y., Özgenoğlu, A., Bilgin A., Ceylanoğlu, A., Bozdağ, T., Topper, Z. ve Dinçer, T., 1988. Jeoteknik ve performans verilerinin değerlendirilmesi, kazılabilirlik sınıflama sisteminin önerilmesi, *Nihai Rapor, ODTÜ*, 150 s.
- Pettifer, G.S. ve Fookes, P.G., 1994. A revision of the graphical method for assessing the excavatability of rock, *Quarterly Journal of Engineering Geology*, 27, 145-164.
- Scoble, M.J. ve Müftüoğlu, Y.V., 1984. Derivation of a diggability index for surface mine equipment selection, *Mining Science and Technology*, 1, 305-322.
- Singh, R.N., Denby, B., Eğretli, İ. ve Pathan, A.G., 1986. Assessment of ground rippability in opencast mining operations, *University of Nottingham Mining Department Magazine*, 38, 21-34.
- Smith, H.J., 1986. Estimating rippability of rock mass classification, *The 27th U.S. Symposium on Rock Mechanics, Proceedings*, University of Alabama, 443-448.
- Tsiambaos, G. ve Saroglou, H., 2009. Excavatability assessment of rock masses using the Geological Strength Index (GSI), *Bulletin of Engineering Geology and the Environmental*, 69 (1), 13-27.
- Weaver, J.M., 1975. Geological factors significant in the assessment of rippability, *The Civil Engineering in South Africa*, 17 (12), 313-316.

Çok Dilimli Arkadan Göçertmeli Uzunayak Yönteminde Sayısal Modelleme Yöntemi ile Zamana Bağlı Gerilme Analizi

Time-Dependent Stress Analyses by Numerical Modeling on Multi Slice Longwall Top Coal Caving Method

C. O. Aksoy, K. Küçük

Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, İzmir, Türkiye

G. G. Uyar

Hacettepe Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Ankara, Türkiye

ÖZET: Çok Dilimli Arkadan Göçertmeli Uzunayak Yöntemi (LTCC) kalın kömür damarlarında kullanılan üretim yöntemlerinden biridir. Bu üretim yönteminde kömür dilimler halinde kazılır. Üretim dilimleri birbirini belli mesafeden takip eder. Bu çalışmada, Manisa-Soma-Eynez'de yer altı kömür madeninde 3 dilim halinde uygulanan LTCC yönteminde, ayna tahkimatı üzerindeki eksenel yükler ve bu yüklerin oluşturduğu deformasyonlar zaman bağlı sayısal modelleme yöntemi ile analiz edilmiştir. Bu çalışmanın önemli noktası, dilimler arasındaki yatay mesafenin uygunluğunu belirlemek ve böylece Çok Dilimli LTCC yönteminin uygun şekilde gerçekleştirilebilmesidir. Bu araştırmanın sonucunda, Soma-Eynez Yeraltı Kömürü madeninde uygulanan dilimlerin arasındaki mesafenin yaklaşık 30 m olması gerektiği belirlenmiştir.

ABSTRACT: LTCC is one of the production methods used in thick coal seams. In this production method, coal is excavated in slices. Production slices follow each other at a certain distance.

In this study, the axial loads on face supports and deformations of these loads were analyzed by time-dependent numerical modeling method in LTCC method applied in 3 slices in underground coal mine in Manisa-Soma-Eynez. The key point of this study is to determine the suitability of the horizontal distance between the slices and thus the Multi-Slice LTCC method to be carried out appropriately. As a result of this research, it was determined that the distance between the slices almost (30 m) applied in the Soma-Eynez Underground Coal mine is appropriate.

1. GİRİŞ

Çok dilimli arkadan göçertmeli uzun ayak kömür madenciliği (LTCC), şu anda kalın kömür damarları için en yüksek verimliliği sağlayan yöntemdir. Modern LTCC yönteminde tahkimatın arkasında, dilimin üst kısmından gelen göçertilmiş kömürün akışı, kalkan tipi tahkimatın arkasındaki göçük sarmasının hareketi ile kontrol edilir.

Bu madencilik yönteminde, arka konveyöre uygun kömür akışını sağlamak üst kömürün göçertilmesine dayanır (Aksoy vd. 2004). Çok dilimli arkadan göçertmeli uzunayak kömür madenciliği (LTCC) ekonomiktir. Çünkü bir kömür damarının uzunayak aynası kesici tarafından kesilir ve zemin şartlarının uygun olması koşuluyla üst kısım yer çekimi etkisi ile göçmeye bırakılır. Kömür üretiminin sürekliliğini etkileyen pek çok faktör vardır. Bu faktörler dahilinde kömürün arka konveyöre göçebilmesini sağlamak için kömürün göçme mekanizması iyi bilinmesi gerekmektedir. Ayrıca, göçme ve

duraylılıkta etkili olan gerilme durumunun da doğru belirlenmesi çok önemlidir. Uzunayak üzerindeki gerilmelerin hesaplanması oldukça zordur. Bu hesaplamalar, litolojiye, tavan tabakalarının ve kömür damarının mekanik özelliklerine, süreksizlik durumuna, tabakaların kalınlığına vb. bağlıdır (Kenny 1969 Wilson 1975, Ghose 1976). Yalancı tavanın kalınlığı, panodaki gerilmeleri belirlemek için en önemli parametredir. Gerilme koşulunu belirlemek için sayısal modelleme etkili bir yöntemdir. Daha önce Aksoy (2002), Aksoy ve ark. (2015) ve Aksoy ve Küçük (2016), ayna üzerindeki gerilmeleri ve tasman etkilerini sayısal modelleme yöntemi ile belirlemişlerdir.

Uzunayak madenciliğinde, kazı başladığında, gerilme dağılımı değişir. Ayak ilerlemesi arttıkça ayak arkasındaki açıklık miktarı da artacaktır. Böylece, tavan tabakaları yüksek gerilime (bükülme, kesme) ve deformasyonlara maruz kalacaklardır.

Ayna ilerlemesi sonrasında tavan tabakaları kırılması istenir. Bu sayede, kömür damarları ve göçük malzemesi, tavan tabakalarına mesnet görevi görürler. Bu şekilde, tabaka kontrolü çok kolay olacaktır. Ancak, üretime başladıktan sonra, tavan tabakaları belli bir mesafeye kadar kırılmayabilir. Bu durumda, artan boşluk ile birlikte tavan tabakaları daha yüksek gerilmelere maruz kalacaktır. Uzunayak, tavan tabakalarının artan ağırlığı ile deformasyona uğrayacaktır.

Gerilme seviyesi, tavan tabakalarının eğilme mukavemetini aştığında tavan tabakaları kırılır. Kayaçların eğilme mukavemeti aşağıda belirtilmiştir.

$$\sigma_b = \frac{ql^2}{bt^2} \quad (1)$$

Burada ; q, sistemdeki normal yük ($q = bt\gamma$) (ton); γ , yalancı tavanın birim hacim ağırlığı (t/m^3); t, yalancı tavanın kalınlığı (m) :

$$t = \frac{m}{k-1} \quad (2)$$

Bu vesileyle (l) yalancı tavanın kırılması için :

$$l = \sqrt{\frac{\sigma_b t}{\gamma}} \quad (3)$$

Kazı ilerledikçe yalancı tavanın hemen arkasından ana tavan tabakaları göçecektir ve üretimin etkileri yüzeye ulaşacaktır.

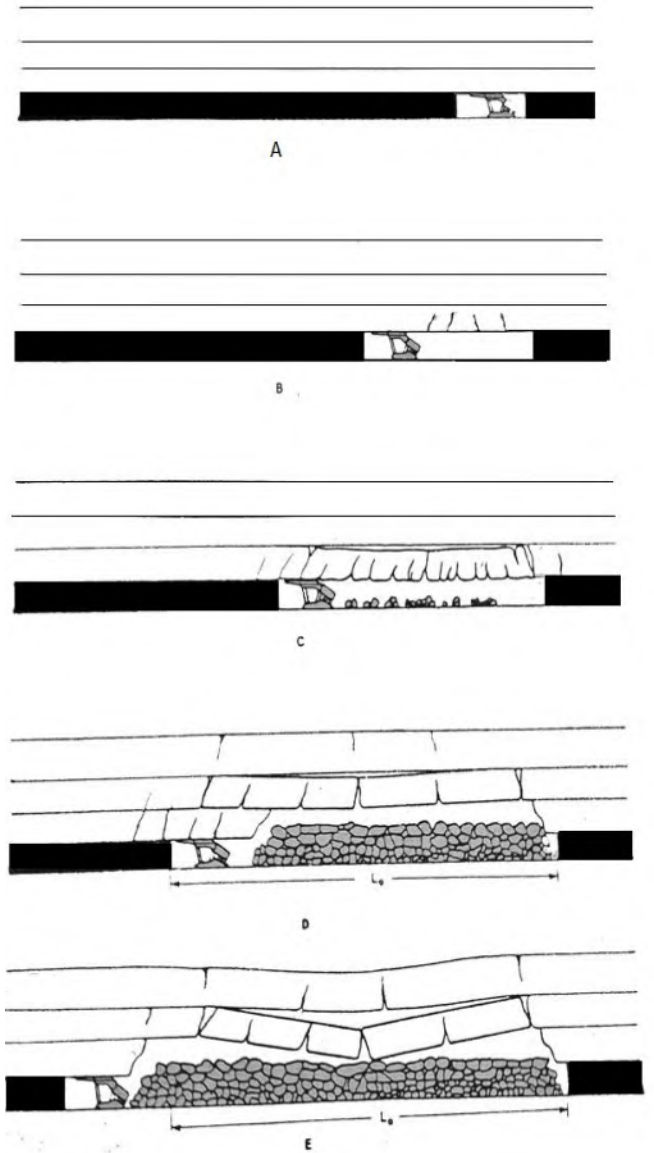
Uzun ayak madenciliğinden kaynaklanan aşırı gerilme bölgeleri ve tavan tabakaları kırılmasının ilerlemesi Şekil 1’de verilmektedir. Ana tavan tabakalarının kırılmasından sonra uzunayakta gerilme açısından biraz rahatlatma gerçekleşir. Ancak, kömür dayanımı düşükse deformasyonlar artacaktır.

Bu durum, uzunayağın güvenliğini tehdit edebilir. Ana tavan tabakaları kırılma mesafesi aşağıdaki eşitliklerle belirlenebilir (Birön ve Arioğlu 1993, Peng ve Chiang 1984)

$$l_{mean} = \frac{l_a}{0,034l_a - 1} \quad (m) \quad (4)$$

$$l_{mean} = 2,08\sqrt{t_{mean}} - 4 \quad (m) \quad (5)$$

Ana tavan tabakalarının kırılma mesafesinin 16-25 m olduğu belirtilmiştir (Biron, ve Arioglu 1993).



Şekil 1. Tavan tabakası kırılmasının ilerlemesi

İnce kömür damarlarında yalancı tavan kırılmazsa, patlatma uygulanabilir. Ancak, kalın kömür damarında bu uygulama çok zordur. Tavan tabakaları kömür damarının ve göçmüş malzemenin üzerinde bulunmaktadır. Başka bir deyişle, kömür ve göçük malzemesi tavan tabakalarına destek vermektedir. Eğer tavan tabakaları belirli bir ayak genişliğinden sonra kırılmaz ise kömür damarı yalancı tavanın ağırlığından dolayı yüksek gerilme ve deformasyonlara maruz kalır. Bu durumda uzun ayak tahkimat zarar görebilir ve ölümcül kazalar meydana gelebilir.

Öte yandan Çok Dilimli LTCC metodunda, dilimlerdeki üretimlerin harmonisinin, uzunayak üzerinde oluşan gerilmelere etkisi de önemlidir. Bu çalışmada, Çok Dilimli LTCC yöntemi kullanılarak Soma-Eynez’de yeraltı kömür madeninde üretim ile ayna tahkimatında oluşan aksenal kuvvetler ve deformasyonlar araştırılmıştır.

2. SOMA KÖMÜR HAVZASININ JEOLJİSİ

Soma havzasında yüzyılın üzerinde bir sürede kömür üretimi yapılmaktadır. Bölgede hem açık ocak madenciliği hem yeraltı madenciliği yapılmaktadır. Bu çalışmanın yapıldığı Eynez bölgesinde kömür madenciliği genel olarak yer altı yöntemleri ile sürdürülmektedir.

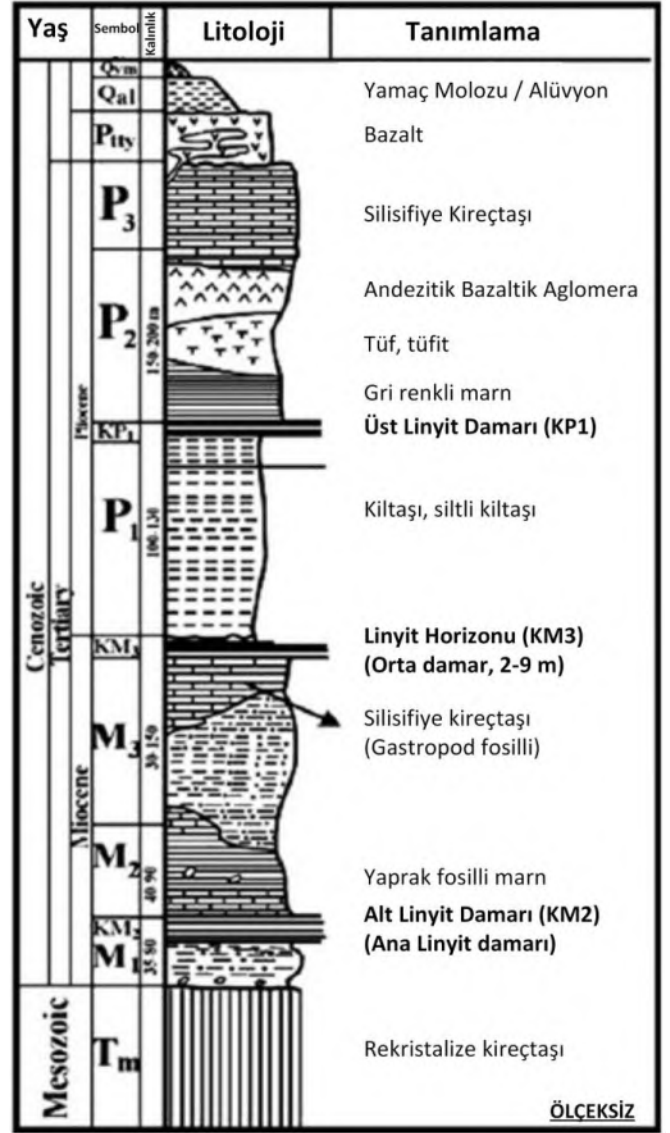
Türkiye'nin güneybatısındaki linyit yatağı, kuzey-doğu / güneybatı yönünde yükselen Tersiyer havzaları serisini içermektedir. Miyosen çökelleri uyumsuz olarak Mesozoyik temel kayalar üzerinde bulunur.

Pliyosen çökelleri Miyosen üzerinde uygun bir şekilde bulunur ve KP1 ve KP2 olarak adlandırılan kötü gelişmiş linyit damarları içerir. Soma bölgesinin stratigrafisi Şekil 2'de gösterilen genel stratigrafi ile özetlenmiştir. Yeraltı kömür üretimi, Eynez köyünün batısındaki Neojen yaşlı tortul kayalarda yürütülmektedir. Soma-Eynez havzasında, Şekil 2'de KM2 ve KM3 olarak adlandırılan iki kalın Miyosen linyit damarı yer almaktadır.

200 metre derinlikte kömür üretimi sonucunda, çalışmalar sırasında yüzeyde 2-2.5 m genişliğinde geniş ölçekli çöküntü çatlakları görülmüştür. KM2 kömür yatağında, damar 25-35 m kalınlıktadır ve ortalama çıkarılabilir kalınlığı yaklaşık 28 m'dir (Aksoy vd. 2004, Aksoy 2015, Aksoy vd. 2016).

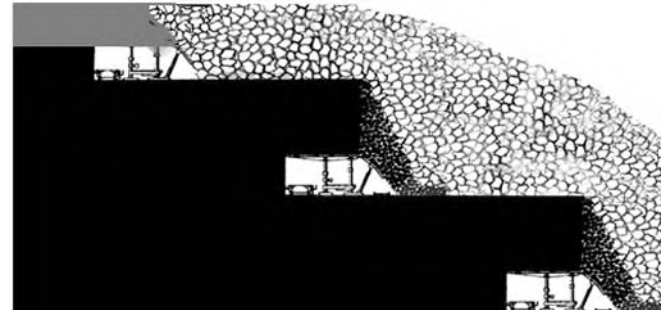
3. YERALTI KÖMÜRÜ ÜRETİM METODU: ÇOK DİLİMLİ LTCC

Çalışmaya konu olan madende kullanılan yöntem yarı mekanize Çok Dilimli LTCC'dir. Yöntem uygulandığında, üst dilimde (1. dilim) sadece kömür aynasından kazılan kömür üretilir. Orta ve alt dilimler (2. ve 3. dilimler) damar eğimine paralel ve en az 30 m aralıklarla birbirini takip ederek oluşturulmuştur



Şekil 2. Soma Kömür Havzasının genelleştirilmiş stratigrafik Kesiti (İnci, 1998)

Kömür uzunayak aynasından 2.5 metre kazılarak alınır. Tahkimatın üstündeki 8 metrelik kömür ise ayak arkasından göçertilerek alınır (Şekil 3).



Şekil 3. Üretim yönteminin ana şeması

Çalışma konusu yeraltı kömür madeninde, kömür kazısı delme-patlatma yöntemi ile gerçekleştirilmekte ve ayak tahkimatı olarak yarı-mekanize tahkimat sistemi kullanılmaktadır. Kömür ve pasanın taşınmasında, uzunayakta zincirli konveyör kullanılırken, ana galerilerde bantlı konveyörler kullanılmaktadır (Şekil 4). Ortalama pano uzunlukları 1000 m'dir ve toplam yeraltı açıklığı 12 km'dir. Çalışmanın yapıldığı dönemde, ortalama günlük üretim 11.000 ton ve yıllık yaklaşık 3,5 milyon ton'dur. Yeraltı nakliye uzunluğu 7700 m'dir.



Şekil 4 Yarı Mekanize Uzunayak

4. YÜKLERİN UZUNAYAK ÜZERİNE ETKİLERİNİN TAHMİNİ

4.1. Uzunayak Tahkimatında Oluşan Eksenel Kuvvetler, Eğilme Momentleri ve Deformasyonların Tahmini için Zamana Bağlı Sayısal Modelleme

Soma ilçesinde, özellikle Eynez mevkiinde çok sayıda yeraltı kömür madenleri bulunmaktadır. Bu madenler uzun bir süredir kömür üretiminde bulunmaktadırlar. Çalışmaya konu olan maden, uzun süredir kömür üretimine devam etmektedir. Kömür madenlerinde bu yöntemin uygulanmasının bir sonucu oluşan gerilmelerin tahkimat sistemi üzerine sonlu elemanlar yöntemiyle belirlenmesini amaçlayan sayısal modelleme analizleri yapılmıştır. Doğru metodoloji kullanılarak elde edilen sayısal modelleme sonuçlarının gerçek durum sonuçlarına oldukça yakın olduğu bilinmektedir.

Sayısal modelleme uygulamalarında, göçük malzemesinin modellenmesi oldukça karmaşıktır. Bu konuda birçok yaklaşım kullanılmaktadır

(Vakili ve Hebblewhite 2010, Xie vd. 1999). Tüm bu yöntemler arasında en çok kullanılan yöntem göçük malzemesinin zamana bağlı konsolidasyonunu tanımlamaya çalışan denklem aşağıda verilmiştir (Xie vd. 1999);

$$E=15+175(1-e^{-125t}) \text{ in MPa} \quad (1)$$

Yumuşak Zemin Akma Modeli (Soft Soil Creep Model), zamana bağlı konsolidasyon davranışını tanımlayabilen başka bir malzeme modelidir (Aksoy vd. 2012). Yumuşak Zemin Akma Modeli, göçük malzemenin zamana bağlı konsolidasyon davranışını tanımlamak için kullanılabileceği daha önceki çalışmalarla belirlenmiştir (Aksoy vd. 2015, Aksoy vd. 2016).

Bu çalışmada, göçük malzemesinin zamana bağlı konsolidasyonunu tanımlamak için Yumuşak Zemin Akma Modeli uygulanmıştır.

Bu modelin (Modifiye Cam Kil Modeli olarak da bilinir) yenilme kriterleri, Mohr-Coulomb Modeli (kohezyon, sürtünme Açısı ve dilatasyon açısı) ile aynıdır. Temel rijitlik parametreleri Modifiye Şişme İndeksi (κ^*), Modifiye Sıkıştırma İndeksi (λ^*) ve Modifiye Akma İndeksi (μ^*) 'dir. Bu parametreler Denklem 2-4'te verilmiştir:

$$\lambda^* = \frac{C_c}{2.3(1+e)} \quad (2)$$

$$\kappa^* \approx \frac{2.3C_r}{2.3(1+e)} \quad (3)$$

$$\mu^* = \frac{C_a}{2.3(1+e)} \quad (4)$$

4.2. Araştırma Alanı için Sayısal Modelleme

Sayısal modelleme, problem çözümlerinin veya muhtemel risklerin belirlenmesinde sıklıkla kullanılır (Aksoy ve Küçük 2012, Aksoy vd. 2012 , Aksoy vd. 2010). Bu çalışmada Çok dilimli LTCC metodu ile üretim yapan bir yeraltı madeninde uzunayak tahkimatında oluşan eksenel kuvvetin eğilme momenti ve deformasyonlarının zamana bağlı sayısal modelleme analizleri yapılmıştır.

Çizelge 1. Farklı Sınıflandırma Sistemlerine Göre Kaya Kütle Özellikleri

Formasyon	RMR ₈₉	Q _c	GSI	RMi
P2AB	35	0,71	30	0,02
P2	75	11,68	70	45,37
P1	65	2,37	60	7,12
KM3	35	0,71	30	0,02
M3	65	1,78	60	7,12
M2	60	0,84	55	2,82
KM2	45	0,15	40	0,18
M1	70	2,78	65	17,97

Çizelge 2. Bazı Ampirik Denklemlerle Belirlenen Deformasyon Modülleri

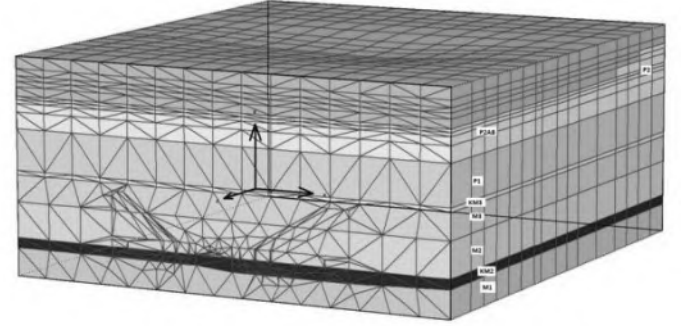
Formasyon	Kayaç	Nicholson ve Bieniawski (1990)	Palmstrom (1996) Palmstrom ve Singh (2001)	Barton (2002)	Hoek ve Diederichs (2006)
P2AB	Marn	0.23	1.29	8.92	0.08
P2	Kireçtaşı	9.16	32.20	22.69	4.93
P1	Şeyl ve Kil	1.37	15.35	8.92	0.61
KM3	Kömür	0.11	1.29	13.33	0.04
M3	Marn	3.83	15.35	12.12	1.71
M2	Marn	2.26	10.60	9.44	0.90
KM2	Kömür	0.24	2.94	5.31	0.08
M1	Marn	4.96	22.23	14.06	2.45

Bu amaçla öncelikle kaya malzemesi ve kaya kütle özellikleri belirlenir. Çizelge 1'de, kaya kütlelerine ait ve farklı kaya kütle sınıflama sistemlerine ilişkin yapılan çalışmaların sonuçları verilmiştir.

Sayısal modelleme uygulamaları sırasında en önemli parametrelerden biri kaya kütlelerinin deformasyon modülüdür. Değişik araştırmacılar

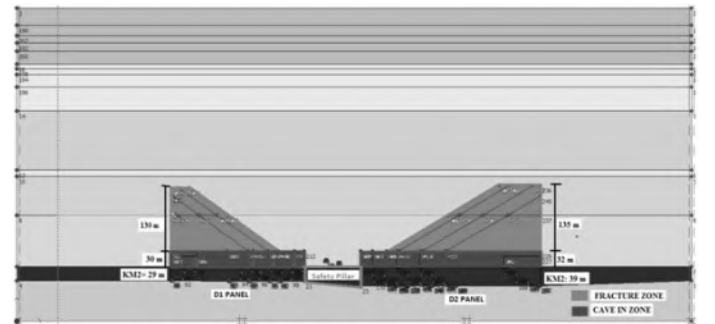
tarafından önerilen farklı ampirik denklemlerle belirlenen deformasyon modülü değerleri Çizelge 2'de verilmiştir

Çizelge 3, sayısal modellemede kullanılan kaya kütleleri ile ilgili parametreleri göstermektedir. Çalışmaya konu olan yeraltı kömür madeninde yapılan üretiminin sonucu, uzunayak tahkimatında oluşan etkilerin tahmin edilmesi için sayısal modelleme analizleri uygulanmaktadır. Panolar, D1 ve D2 için üretim planında verilen ölçümler ve süreler, modele adım adım entegre edilmiştir. Modelin bir görünümü Şekil 5'te verilmiştir.



Şekil 5. Modelin 3D görünümü

Model, D1 ve D2 panolarındaki üretim süreçlerini içerecek şekilde planlanmıştır. Toplam 739 günlük üretim ve konsolidasyon aşamasını tanımlayan bir süre boyunca yapılan zamana bağlı 3B konsolidasyon analizinin aşamaları aşağıda ayrıntılı olarak verilmiştir. Modele entegre edilen üretim aşamalarının şeması Şekil 6'da görülmektedir.



Şekil 6. D1 ve D2 Panellerinin Kesitleri

Çizelge 3 Sayısal Modellemede Kullanılan Kaya Kütlesi ile İlgili Parametreler

Formasyon	(E _a) (MPa)	(E _m) (MPa)	(ν)	(d) (kg/m ³)	(α _j) (MPa)	GSI	m _i	m _b	s	g	Örseleme Faktörü (D)	Kohezyon (c) MPa	İçsel Sürtünme Açısı (Φ) (°)
P2AB	3000	84,67	0,30	1 900	15	30	4	0,027	0,8e-6	0,522	1	0,124	6,14
P2	23 000	4925,23	0,24	2 650	65	70	10	1,173	0,0067	0,501	1	3,60	27,47
P1	5 000	609,12	0,33	1 900	40	60	4	0,23	0,0013	0,503	1	1,022	15,90
KM3	1500	42,34	0,35	1700	13	30	10	0,067	0,857e-6	0,522	1	0,163	9,32
M3	14 000	1705,55	0,27	2 100	30	60	7	0,402	0,0013	0,503	1	0,921	19,53
M2	10 000	898,26	0,30	1 950	25	55	6	0,241	0,0006	0,504	1	0,619	16,24
KM2	2 000	223,60	0,33	1 650	23,7	40	10	0,138	0,000045	0,511	1	0,436	12,94
M1	15 000	1635,93	0,25	2 200	27	65	5	0,41	0,0029	0,502	1	0,885	19,58

Çizelge 4 Uzunayak Desteklerinde Eksenel Kuvvet ve Eğilme Momentleri

Aşama	Güvenlik Sütunundan Uzaklık (m)	D1 Paneli						D2 Paneli					
		1. Seviye		2. Seviye		3. Seviye		1. Seviye		2. Seviye		3. Seviye	
		Eksenel Kuvvet (kN/m)	Eğilme Momenti (kN/m)	Eksenel Kuvvet (kN/m)	Eğilme Moment (kN/m)	Eksenel Kuvvet (kN/m)	Eğilme Moment (kN/m)	Eksenel Kuvvet (kN/m)	Eğilme Moment (kN/m)	Eksenel Kuvvet (kN/m)	Eğilme Moment (kN/m)	Eksenel Kuvvet (kN/m)	Eğilme Moment (kN/m)
1	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
2	200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
3	150 (D1 Panel)	42.22	2240	24.64	1750	27.35	1587.94	-	-	-	-	-	-
4	150 (D2 Panel)	-	-	-	-	-	-	47.89	2400	25.14	1664.28	29.30	3080
5	100 (D1 Panel)	36.91	1070	20.50	988.45	21.20	881.84	-	-	-	-	-	-
6	60 (D1 Panel)	36.28	891.49	19.44	953	18.57	700.97	-	-	-	-	-	-
7	100 (D2 Panel)	-	-	-	-	-	-	39.72	880	19.01	986	21.09	853.48
8	20 (D1 Panel)	32.63	549.65	18.67	888.17	15.97	690.75	-	-	-	-	-	-
9	60 (D2 Panel)	-	-	-	-	-	-	38.78	780	17.43	950.91	18.65	757.61
10	0 (D1 Panel)	68.33	1490	34.10	1719.19	19.78	1775.45	-	-	-	-	-	-
11	20 (D2 Panel)	-	-	-	-	-	-	32.73	696	19.66	810	17.59	681.01
12	0 (D2 Panel)	-	-	-	-	-	-	61.65	1421.15	33.45	1572.15	21.18	1945.13

Modele tanımlanan Zamana Bağlı Madencilik Aşamaları

1. Modelin İlk Hali

2. Hava Giriş ve Çıkış Galerileri modele entegrasyonu

3. D1 Panosunda, ilk 3 dilimin oluşturulması t=90 gün, $\sum t = 90$

4. D2 Panosunda ilk dilimin oluşturulması t=90 gün, $\sum t = 180$

5. D1 Panosunun emniyet topuğuna uzaklığı 100 m olduğunda t= 260 gün, $\sum t = 440$

6. D1 Panosunun emniyet topuğuna uzaklığı 60 m olduğunda, t= 90 gün, $\sum t = 530$

7. D2 Panosunun emniyet topuğuna uzaklığı 100 m olduğunda, t= 61 gün, $\sum t = 591$

8. D1 Panosunun emniyet topuğuna uzaklığı 20 m olduğunda, t= 30 gün, $\sum t = 621$

9. D2 Panosunun emniyet topuğuna uzaklığı 60 m olduğunda, $t = 30$ gün $\sum t = 651$
10. D1 Panosunun emniyet topuğuna dayandığında, $t = 13$ gün, $\sum t = 664$
11. D2 Panosunun emniyet topuğuna uzaklığı 20 m olduğunda, $t = 45$ gün, $\sum t = 709$
12. D2 Panosunun emniyet topuğuna dayandığında, $t = 30$ gün, $\sum t = 739$

4.3 Sayısal Modellemenin Sonuçları

Sayısal Modelleme analizlerinde sahada karşılaşılan sorunların bir çözümü olarak önemli bir bilgi ortaya çıkmaktadır. (Aksoy vd. 2015, Aksoy vd. 2016). Bu çalışma kapsamında, sonlu elemanlar yöntemi ile sayısal bir modelleme yapmak için PLAXIS 3D TUNNEL V2 yazılımı kullanılmıştır. Oluşturulan model içerisinde Soma-Eynez kömür madeni ve bu madene yönelik madencilik faaliyetleri modele entegre edilmiştir. Üretim ve konsolidasyon, eksenel aksiyal kuvvet, eğilme momentleri ve deformasyonlar sonucunda 739 gün süren zamana bağlı analizlerin sonucu Tablo 4'te verilmiştir.

5 SONUÇLAR

Tablo 4'de görüldüğü gibi, başlangıçtaki uzunayağın oluşturulması sırasında yüksek eksenel kuvvetler ve eğilme momentleri meydana gelmektedir. Bunun sebebi, tavan tabakalarının belirli bir mesafede kırılmaması ve dolayısıyla ilk panoda uzunayak aynasına aşırı basınç oluşturmasıdır. Uzunayak tahkimatında meydana gelen eksenel kuvvetler ve eğilme momentleri, sonraki aşamalarda belirli bir seviyeye düşmektedir (37.73-15.97 kN / m).

Son aşamaya kadar, zaman içinde tabaka hareketlerinin yüzeye çıktığı ve uzunayaklara etki eden ölü yük miktarının arttığı görülmüştür. Son aşamada eksenel kuvvetlerin ve eğilme momentlerinin artmasının nedeni budur.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, bu projeye mali ve teknik destek verdiği için İMBAT MADENCİLİK A.Ş.'ne teşekkür etmektedirler.

KAYNAKLAR

- Aksoy C. O., Köse H., Onargan T., Koca Y. and Heasley K., "Estimation of Limit Angle by Laminated Displacement Discontinuity Analyses in Soma Coal Field, Western Turkey", International Journal of Rock Mechanics and Mining Science, (2004), Vol. 41/4, pp: 547-556.
- Kenny, P. (1969) The caving of the waste on longwall faces, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geo. Abst.
- Wilson, A.H. (1975) Support load requirements on longwall face, The Mining Engineer, 134.
- Ghose, A.K. (1976) Design of support system for future longwall faces, J. Mines, Metals and Fuel of India, Special number on Mine Support.
- Aksoy CO., Numerical Modelling for the Recovery of Protecting Pillars in Soma District, PhD Thesis, Dokuz Eylül University, Graduate School of Natural and Applied Science, İzmir-Turkey, 2002. p. 107.
- Aksoy CO, Küçük K, Uyar GG, Safety pillar design for main galleries in multi-slice longwall top coal caving method, Int. J. Oil, Gas and Coal Technology, Vol. 9, No. 3, (2015), 329-347.
- Aksoy CO, Küçük K, Uyar GG, Long-term time-dependent consolidation analysis by numerical modelling to determine subsidence effect area induced by longwall top coal caving method, Int. J. Oil, Gas and Coal Technology, Vol. 12, No. 1, (2016), 18-37.
- Aksoy CO. and Küçük K., The Technical Report on Determination of Huge Deformation on Support of Inlet and Outlet Ventilation Galleries Induced By D1 and D2 Panel of İmbat Mining Co., 2012, pp:1-189.
- Biron, C. and Arioglu, E. (1993) Support Works and Design in Mines: p:22-44, İstanbul, Birsen press.
- Peng, S.S. and Chiang, H.S. (1984) Longwall Mining, first edition: John Willey and Sons, Newyork.
- Sarkar, K. and Singh, B. (1978) Investigation into Strata Behaviour at a Longwall Face, Annual Report: Central Mining Research Station, Dhanbad.
- Inci U. Lignite and carbonate deposition in middle lignite succession of the Soma formation, Soma coal field, Western Turkey. Int J Coal Geology 1998;37:287-313.
- Vakili A. and Hebblewhite B.K., A new cavability assessment criterion for Longwall Top Coal Caving, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 47 (2010) 1317-1329.
- Xie H, Chen Z, Wang J. Three-dimensional numerical analysis of deformation and failure during top coal caving, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 1999;36(6):651-658.
- 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, Geniş M, Aldas GG, Özacar V, Ozer SC, Yılmaz Ö, "A comparative study of the determination of rock mass deformation modulus by using different empirical approaches", Engineering Geology, 131-132 (2012) 19-28.
- Aksoy CO, Özacar V, Kantarci O, "An Example for Estimation of Rock Mass Deformations Around an Underground Opening by Numerical Modeling", International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 47 (2010), 272-278.
- Shabanimashcool M. and Li CC., Numerical modelling of longwall mining and stability analysis of the gates in a coal mine, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 51 (2012) 24-34.

Sabit yük altındaki bazı kayaçların Elastisite Modülü ve Poisson Oranı'ndaki değişimin zamana bağlı değişiminin incelenmesi

Analyzing of time-dependent changes in Elastic Modulus and Poisson's Ratio of some rocks under constant load

G. G. Uyar

Hacettepe Üniversitesi, Ankara

C.O. Aksoy, V. Özacar, H.E. Yaman, S. Eren

Dokuz Eylül Üniversitesi, İzmir

ÖZET: Kaya kütleleri içerisinde yapılan mühendislik yapılarında yük seviyesi aşamalı olarak artar ve burada sabit kalır. Bu tip yapıların tasarımında kayaçlar değişik yükler altında farklı elastisite modülü (E_i) ve Poisson oranlarına sahip olmalarına rağmen aynı zamanda, sabit yükler altında da zaman içinde elastisite modülü ve Poisson oranı değişmektedir. Böylesi bir durumda, kaya kütlelerinin temel yapı taşı olan kayaç malzemesinin sabit yük altında bu iki parametre için farklı değerlere sahip olması, aynı zamanda kaya kütlelerini de etkilemektedir. Maden ve inşaat sektörlerinde gerçekleştirilen kaya mühendisliği tasarımlarında kaya malzemesinin dolayısıyla kütlenin de bu iki parametre açısından farklı değerler alacağı ortadadır. Kaya kütlelerinin deformasyon modülünün (E_{mass}) hesaplandığı bazı ampirik formüllerde, kaya malzemesine ait bu değerler, formülün bir parçasıdır. Bu durumda, analizlerde bu parametreleri sabit bir değer almak yerine, sabit yükler altında zamana bağlı değişen değerler olarak kullanmak, daha hassas sonuçlar elde etmeye olanak sağlayacaktır. Her ne kadar yük altındaki kaya kütlelerinin deformasyonunda öncelikle süreksizlikler kapanıyor olsa da, yenilme mekanizmasında kaya malzemesinin de rolü olduğu bilinmektedir. Bu çalışmada, yüksek deformasyon kabiliyetine sahip olmayan bazı kayaçlarda, farklı sabit yükler altında kayacın sahip olduğu elastisite modülü (E_i) ve Poisson oranı değerleri incelenmiştir. Sonuçlar, bazı kayaçlarda, sabit yük altında zamana bağlı olarak bu iki parametrede önemli farklılıklar olduğunu, bazılarında ise bu değişimin çok önem arz etmediğini göstermektedir. Bu sonuçların tasarımlarda kullanılmaya başlanması ile özellikle sayısal modelleme çalışmalarında yeni bir anlayış ortaya çıkacağı düşünülmektedir.

ABSTRACT: Rock engineering structures, the load level progressively reaches a level and remains constant value during construction. The rocks have different Elastic Modulus (E_i) and Poisson's ratio (ν) under different loads and rock engineers should use different value for them in the design of such kind structures. The rocks undergo horizontal and vertical deformation depending on the load under its influence; however, under constant loads, the E_i and ν of the rocks change in time. In such a case, intact rock, which is the basic material of rock mass, has different values for these two parameters under the constant load, also affects the rock masses. The rock material and therefore the rock mass will have different values in terms of these two parameters at the rock engineering design of mining and civil industry. In some empirical formulas where the deformation modulus of the rock mass is calculated, these values of intact rock are part of the formula. Instead of taking a constant value, using the time-dependent variable value under constant loads will allow more accurate results to be obtained at this stage. Although, the discontinuities are primarily closed by load in the deformation of the rock mass, it is known that the rock material plays an important role in the deformation of the rock mass, it is known that the rock material plays an important role in the deformation mechanisms. In this study, E_i and ν values of intact rocks were investigated under different constant loads in some rocks not having high deformation ability. The results show that there are significant differences in these two parameters depending on time under constant load in some rocks. The E_i , which is obtained from deformability test, is higher than the E_i obtained from the constant load test. What this means is that when static values are used for these parameters, we define the material more elastic than the rock material. The E_i and ν values in equations used in rock engineering are not static, they change with time and conditions of environment. It is thought that a new understanding will emerge especially in the numerical modelling studies when these results are used in the designs.

1 GİRİŞ

Kaya Malzemesinin elastisite modülü ve Poisson Oranı kaya mühendisliği tasarımlarında kullanılan önemli iki parametredir. Kayaçların yük altında deformasyonuna bağlı olan her iki parametre de bilim dünyası tarafından yoğun şekilde araştırılmıştır. Barla (1995) yüksek deformasyon kabiliyetine sahip kayalardaki deformasyonun bir sünme olduğunu ve bunun uzun süreler devam edebileceğini belirtmiştir. Bazı kayalarda ise durum biraz farklılık gösterir. Zamana bağlı deformasyon davranışı kırıklı kayalarda çok önemlidir (Bieniawski, 1970). Bu kayalarda sünme davranışı daha kısa sürer. Kaya kütleleri sabit yükler altında kaldığında zaman içerisinde deforme olmaya devam ederler. Bu deformasyon, birçok parametreye bağlı olarak zaman içerisinde sönümlenir. Kırılğan kayaçların ani ve zamana bağlı davranışları için birleşik mikromekanik tabanlı hasar modeli oluşturulması konusunda yapılan çalışmada, sıkıştırma gerilmelerine maruz kalan gevrek kayaçların, anlık ve zaman bağlı inelastik davranışları için birleştirilmiş bir mikromekanik tabanlı hasar-sürtünme modeli geliştirilmiştir (Zhao v.d., 2016). Şist gaz rezervuar kütlelerine zamana bağlı olarak deformasyon ve stresin yerinde durumunun üzerindeki uzun vadeli etkisi konusunda yapılan çalışmada, kayaçların laboratuvar testlerinde uygulanan diferansiyel strese cevaben, zamanla değişen miktarda viskoz deformasyonu ortaya konmuştur (Hiroki & Mark, 2014). Birkaç numunede, gerilme hızının stabilize olduğu bir faz sergilemekte olduğu gözlenmiştir (Fabre & Pellet, 2006). Poroz yapının gerilmeye bağlı olarak geçirgenliğinin değiştiği ve bu durumun da deformasyon karakteristiğine etki yaptığı bilinmektedir (Bai v.d., 1999).

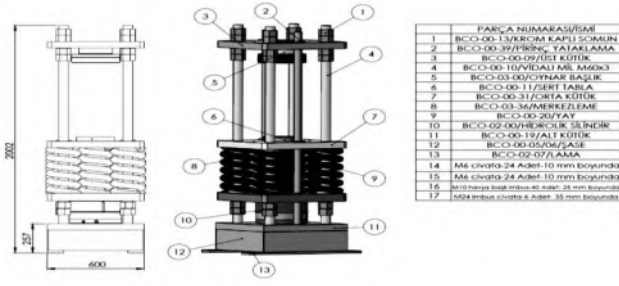
Bakhtiyari'de bir barajda yapılan plaka yükleme deneylerinin yorumlanması esnasında, nicel ve nitel olarak büyük kusurların olduğu görülmüştür. Süreksizlikler kaya kütlelerinin deformasyonunu iki şekilde etkilemektedir; (1) spesifik bir deformasyon mekanizmasının harekete geçirilmesine neden olan mekânsal konfigürasyonları ve (2) anizotropi ve gerilme bağımlılığı da dahil olmak üzere kaya kütlelerinin toplam deformasyonuna katkısı ile levha yük testleriyle ölçülen deformasyonların analizi sonucu dört deformasyon mekanizması belirlenmiş ve özellikleri sunulmuştur (Agharazi v.d., 2011). Matsuki v.d., (2001), zamana bağlı kapanma üzerine bir Monte Carlo simülasyonu deneysel sonuçlarını yeniden üretmiş ve Goodman kırığının

zaman bağlı olarak kırığın kapatılmasının normal strese bağlı olmadığını göstermiştir. Çünkü zamana bağlı olarak kırığın kapanması sırasında temas alanındaki artış artmaktadır. Kaya kütlelerinin deformasyon karakteristiği tünel deformasyonlarında çok önemli bir parametredir. Deformasyon modülü tahmini için arazide gerçekleştirilen deneyler hem zaman alıcı hem de pahalıdır. Bu nedenle, ampirik formüllerden yararlanılarak elde edilen değerler yaygın olarak kullanılmaktadır (Vermen v.d., 1997). Kaya malzemesinin elastisite modülü de deformasyon modülünü belirlemede kullanılan ampirik formüllerin bir parametresi olarak kullanılmaktadır. Elastisite modülünün basınca bağlı değişimi hakkında literatürde birçok çalışma bulmak mümkündür (Brown v.d., 1989; Duncan & Brown, 1989; Dyke & Dobereiner, 1991; Houlsby v.d., 2005).

Görülmektedir ki, literatürde yapılan araştırmalar genel olarak kaya kütleleri ve kütlelerin içerdiği süreksizlikler, süreksizlik yüzeyleri ve bunların davranışları ile zamana bağlı deformasyon davranışları ve elastisite modülünün yüke bağlı değişimini incelemektedir. Bu çalışmada farklı olarak kaya kütlelerinin ana yapı taşlarından birisi olan kaya malzemesinin, tasarımlarında kullanılan elastisite modülü ve Poisson oranının sabit yük altında zamana bağlı değişimi incelenmiştir. Araştırmalar sonucunda elde edilen bilgilerin, özellikle sayısal modelleme analizleri ile yapılan çalışmalara yeni bir boyut getireceği düşünülmektedir. Kaya kütlelerine ait sabit deformasyon modülü ve Poisson oranı kullanılarak gerçekleştirilen sayısal modelleme çalışmalarının yerine, kaya kütlelerine ait bu parametrelerin zamana bağlı olarak değişik değerler alması sonuçların daha güvenli ve belki de daha ekonomik olmasını sağlayacaktır.

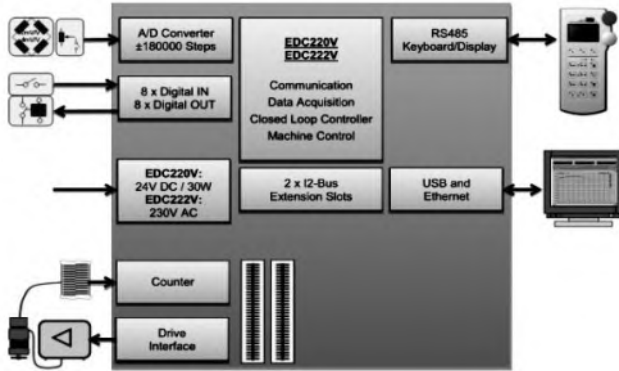
2 MALZEME ve YÖNTEM

Kayaçların sabit yükler altında deformasyon davranışını ve bu davranış kapsamında zaman bağlı elastisite modülü ve Poisson oranı değişimlerini incelemek amacıyla servo-kontrollü bir pres oluşturulmuştur. Bu prese ait bir görüntü Şekil 1'de verilmektedir.



Şekil 1. Sabit yük uygulayabilen hidrolik pres

Değişik kayaçlara bu cihaz ile farklı değerlerde sabit yük uygulamaları yapılmıştır. Uygulanan yüklerin seçiminde, kayaçların tek eksenli basınç dayanımları dikkate alınmıştır. Bir kayaca uygulanan sabit yükler, aynı kayacın tek eksenli basınç dayanımının %50, %60, %70 ve %80'i olarak seçilmiştir. Deneyler esnasında belli aralıklarla numune üzerinde deformasyon okuması yapabilen sistem sayesinde, numunenin uğradığı deformasyon miktarları ve sistemin hesapladığı elastisite modülü-Poisson oranı değerleri ölçülmüştür (Şekil 2).



Şekil 2. Deformasyon kayıt sistemi

Deneylerin sonuçlanması için deneylerde iki gün boyunca numunelerin deformasyon değişimi yaşamadığı aralık seçilmiştir. Deformasyon süreci genel olarak 7-10 gün arasında değişim göstermektedir. Zaman içerisinde sabit yük altında numunelerin deformasyona uğraması, doğal olarak farklı elastisite modülü ve farklı Poisson oranı değerlerine sahip olmasına neden olmuştur.

2.1 Sabit yük altında zamana bağlı elastisite modülü ve Poisson oranı değerlerinin belirlenmesi

Gerçekleştirilen çalışmaların amacı sabit yükler altında değişik kayaçların zaman içerisinde uğradıkları deformasyon nedeniyle değişen

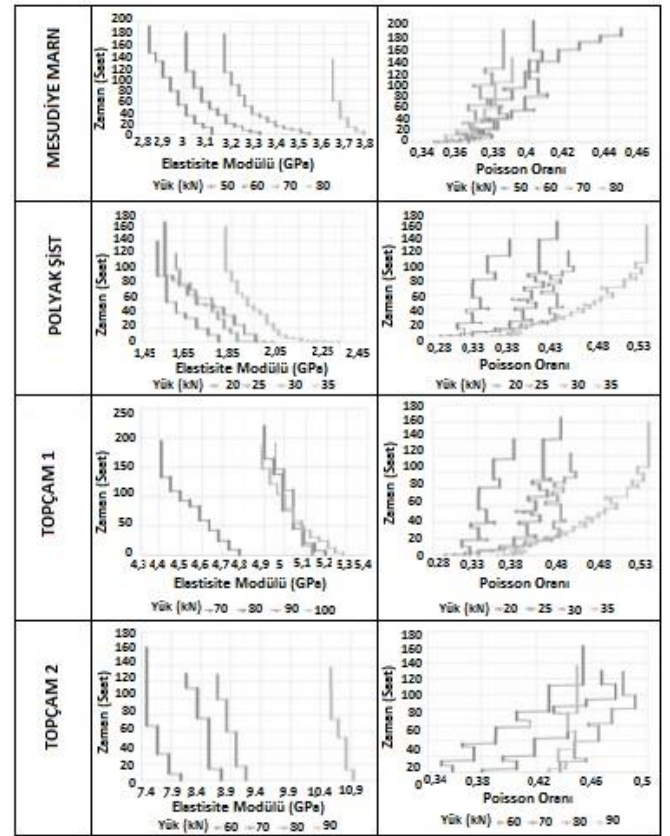
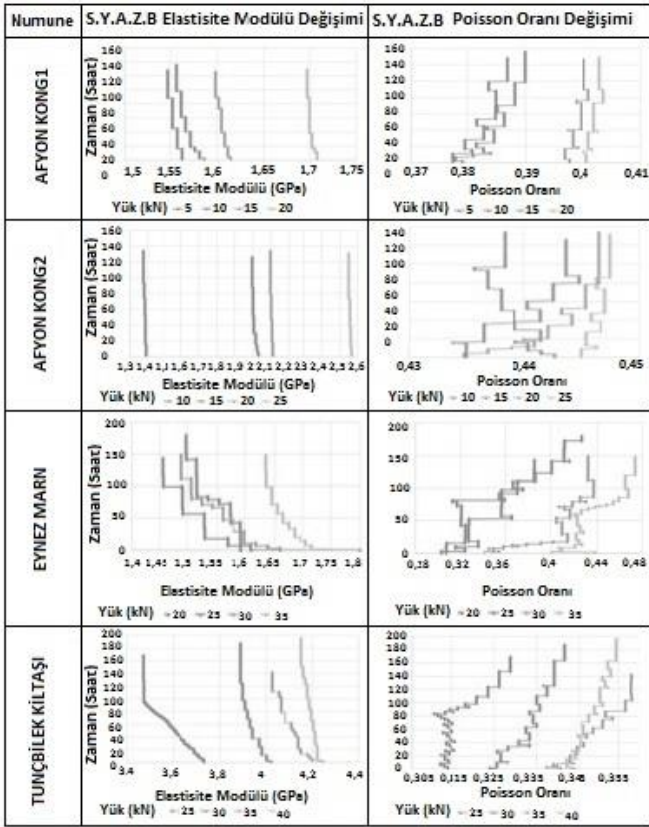
elastisite modülü ve Poisson oranı değerlerini belirlemektir. Deney ortamında sıcaklık ve nem gibi parametreler deneyler bazında sabit tutulmuştur. Bu değişimin madencilik ve inşaat sektöründeki tasarımlara etkilerinin incelenmesi ve öneriler getirilmesi amaçlanmıştır. Bu kapsamda gerçekleştirilen çalışmalarda kullanılan kayaç tipleri Çizelge 1'de verilmektedir.

Çizelge 1. Deneylerde kullanılan numuneler

Numune	Proje	Kayaç Tipi	
AkKong1	Ankara-Afyon Yüksek Hızlı Tren Demiryolu Tünel İnşaatı	Konglomera	
AkKong2	Ankara-Afyon Yüksek Hızlı Tren Demiryolu Tünel İnşaatı	Konglomera	
Eynez Marn	Soma-Eynez Yeraltı Kömür Ocağı	Marn	
Tuncbilek Kilitaşı	Tuncbilek Yeraltı Kömür Ocağı	Kilitaşı	
İşıklar Kilitaşı	Soma-İşıklar Yeraltı Kömür Ocağı	Kilitaşı	
İşıklar Kireçtaşı	Soma-İşıklar Yeraltı Kömür Ocağı	Kireçtaşı	
İşıklar Kong	Soma-İşıklar Yeraltı Kömür Ocağı	Konglomera	
İşıklar Marn	Soma-İşıklar Yeraltı Kömür Ocağı	Marn	
Mesudiye Marn	Ordu-Mesudiye Demiryolu Tünel İnşaatı	Marn	
Polyak Şist	Soma-Kınık Yeraltı Kömür Ocağı	Şist	
Topçam1	Tokat-Topçam Demiryolu Tünel İnşaatı	Kumtaşı	
Topçam2	Tokat-Topçam Demiryolu Tünel İnşaatı	Kumtaşı	

Şekil 3'den görüldüğü üzere, değişik bölgelerden alınmış farklı kayaçlar üzerinde sabit yükler verilerek kayaçların zaman içerisinde elastisite modülü ve Poisson oranlarındaki değişim incelenmiştir.

Şekil 3. Sabit yükler altında elastisite modülünde ve Poisson oranındaki değişimler



2.2 Deney sonuçlarının değerlendirilmesi

Çalışma kapsamında 12 farklı bölgeden alınan kayaçlar üzerinde deneyler gerçekleştirilmiştir. Deneylerde, aynı kayaç üzerine değişik yükler uygulanarak zamana bağlı elastisite modülü ve Poisson oranı değişimleri incelenmiştir.

Çalışma sonuçları incelendiğinde, bütün numunelerde sabit yük altında elastisite modülü değişmektedir. Genel olarak, numune üzerine etkiyen yük miktarı arttığında numunenin aldığı elastisite modülü değer artmaktadır.

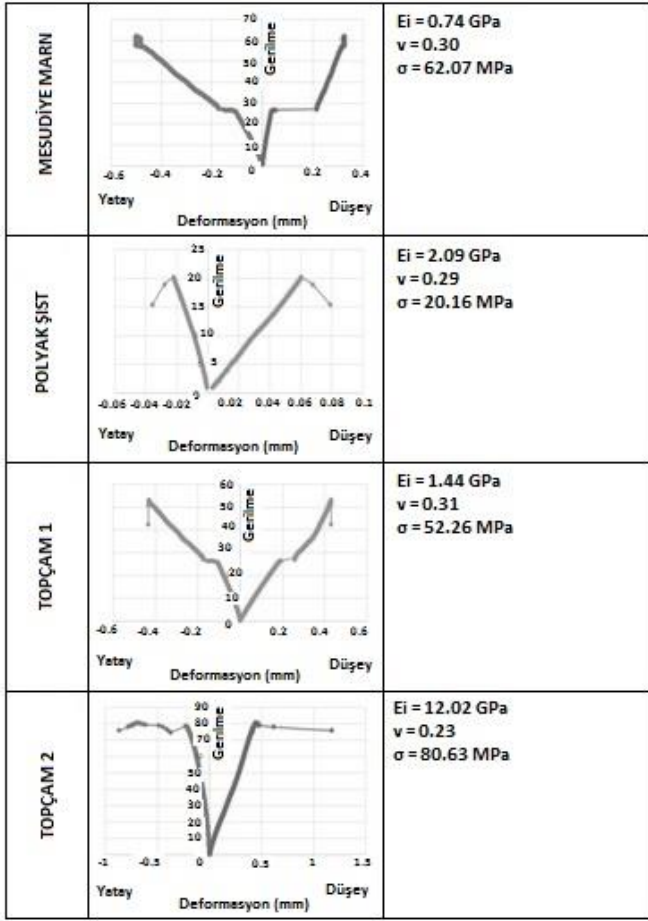
Bir diğer önemli sonuç, bazı deneylerde değişen yükler altında elastisite modülü eğrilerinin kümeleşme gösterdiği ve bir tek eğrinin diğerlerinde ayrıldığı görülmüştür. Bu durumda, numunelerin elastisite modülü değerlerinin bazı yükler altında daha önceki davranışından çok daha farklı karaktere sahip olabileceğidir. Örneğin, Eyzey Marn numunesinde 4 ayrı yük ile deneyler gerçekleştirilmiştir. Bu deneylerden 3'ünde (20, 25 ve 30 kN) eğriler kümelenmiş olup, 35 kN yük altında gerçekleştirilen deney eğrisi diğer deney eğrilerinde ayrı konumlanmıştır. Aynı zamanda, eğrilerin trendlerinde de bir farklılık bulunmaktadır. Eyzey Marn kayacı ile yapılan 20 kN'luk deneyde elastisite modülü 1,60 GPa değerinden başlayarak 143 saat sonra 1,45 GPa değerine gerilemektedir. 143 saat içindeki değişim %9,375 kadar olmaktadır. 25 kN altında yapılan

deneyde elastisite modülü 1,59 GPa'dan 177 saat sonra 1,49 GPa'a düşmektedir. Değişim miktarı %6,29 olmaktadır. Aynı kayaç numunesine 30 kN yük uygulandığında elastisite modülü 1,65 GPa'dan 1,48 GPa'a düşmektedir. 147 saat içindeki değişim %10,31 olmaktadır. 35 kN yük ile yapılan deneyde ise başlangıçtaki 1,71 GPa olan elastisite modülü değeri 147 saat sonra 1,63 GPa'a düşerek, %4,68'lik bir değişim göstermektedir. Sabit yük altında zaman içindeki elastisite modülü değişimleri negatif yönde olmaktadır. Dolayısıyla, kaya malzemesinin birim gerilme altında deformasyon kabiliyetinde azalma olmakta bu da kayacı daha çabuk yenilir hale getirmektedir. Diğer taraftan, Topçam-2 numunesi üzerinde yapılan deneyler incelendiğinde, 60 kN yük altında yapılan deneyde başlangıçta 8.06 GPa olan E_i değeri 60 saat sonra 7.67 GPa'a ve 120 saat sonra 7.48 GPa'a düşmektedir. Zaman içindeki E_i değerindeki düşüş %7.20 civarındadır. Aynı kayaç üzerinde 70 kN sabit yük altında yapılan deneyde başlangıçtaki E_i değeri 8.73 GPa iken, 60 saat sonra 8.53 GPa ve 120 saat sonra 8.15 GPa'a düşmektedir. 120 saat içinde (5 gün) 70 kN yük altında bu numunedeki E_i değişimi %6,64 olmaktadır. Aynı numunede 80 kN sabit yükte gerçekleştirilen deneyde başlangıçta 9.15 GPa olan E_i değeri 60 saat sonra (2,5 gün) 8.82 GPa ve 120 saat sonra 8.67 GPa olarak toplamda %5.24'lük bir değişim göstermektedir. 90 kN sabit yük altında yapılan deneyde ise başlangıç E_i değeri 10.95 GPa iken 60 saat sonra 10.69 GPa ve 120 saat sonra 10.57 GPa değerine düşmektedir. Bu numunede, 60 kN sabit yük altında 120 saat sonraki E_i değeri 7.48 GPa ile aynı numunenin 90 kN sabit yük altında 120 saat sonraki E_i değeri 10.57 GPa arasında %141.3 oranında artış (ters taraftan bakıldığında %29.23 düşüş) vardır.

Diğer taraftan, aynı numuneler üzerinde laboratuvarında yapılan deneyler sonucunda EM numunesinin E_i değeri 1.94 GPa ve Poisson oranı 0.22 iken Topçam-2 numunesinin E_i değeri 12.01 GPa, Poisson oranı ise 0.28 olarak bulunmuştur. Bu deneylere ait grafikler aşağıda Şekil 4'te verilmektedir.

Şekil 4. Gerilme-deformasyon deneyi sonuçları

Numune	Gerilme-Deformasyon	Elastisite Modülü, Poisson Oranı, Tek Eksenli Basınç Dayanımı
AFYON KONG 1		$E_i = 1.18$ $\nu = 0.26$ $\sigma = 9.99 \text{ MPa}$
AFYON KONG 2		$E_i = 2.05 \text{ GPa}$ $\nu = 0.27$ $\sigma = 28.43 \text{ MPa}$
EYNEZ MARN		$E_i = 1.91 \text{ GPa}$ $\nu = 0.23$ $\sigma = 24.29 \text{ MPa}$
TUNÇBİLEK KILTAŞI		$E_i = 3.21 \text{ GPa}$ $\nu = 0.33$ $\sigma = 28.4 \text{ MPa}$
İŞIKLAR KILTAŞI		$E_i = 4.90 \text{ GPa}$ $\nu = 0.31$ $\sigma = 20.74 \text{ MPa}$
İŞIKLAR KIREÇTAŞI		$E_i = 4.42 \text{ GPa}$ $\nu = 0.27$ $\sigma = 52.07 \text{ MPa}$
İŞILAR KONG		$E_i = 8.36 \text{ GPa}$ $\nu = 0.37$ $\sigma = 12.39 \text{ MPa}$
İŞILAR MARN		$E_i = 1.56 \text{ GPa}$ $\nu = 0.267$ $\sigma = 29.42 \text{ MPa}$



kullanılmaktadır. Bu ampirik formüller genelde kaya kütle sınıflama sistemlerini temel alan formüllerdir. Özellikle, kaya mühendisliği tasarımlarının en önemli aracı olan sayısal modelleme çalışmalarında, hem deformasyon modülü hem de Poisson oranı birer parametredir. Son dönemde, deformasyon modülünün tahmininde kullanılan ampirik formüllerin birçoğunda sağlam kayanın elastisite modülü parametre olarak kullanılmaktadır. Bunlarda bazıları aşağıda Çizelge 2’de verilmektedir.

Çizelge 2. Kaya kütle deformasyon modülünü belirlemede kullanılan bazı eşitlikler

Araştırmacılar	Formül	Notlar
Nicholson and Bieniawski (1990)	$E_{mass} = \frac{E_i}{100} \left[0.0028 RMR^2 + 0.9 \exp\left(\frac{RMR}{22.82}\right) \right]$	
Mitri v.d. (1994)	$E_{mass} = E_i \left[0.5 \left\{ 1 - \cos\left(\pi \frac{RMR}{100}\right) \right\} \right]$	
Kayabaşı v.d. (2003)	$E_{mass} = 0.135 \left[\frac{E_i (1 + RQD/100)}{WD} \right]^{1.811}$	
Gokceoglu v.d. (2003)	$E_{mass} = 0.001 \left[\frac{(E_i / \sigma_{ci})(1 + RQD/100)}{WD} \right]^{1.5528}$	
Sonmez v.d. (2004)	$E_{mass} = E_i (s^*)^{0.4}$ $s^* = \exp \left[\frac{(RMR - 100)}{9} \right]$ $a = 0.5 + 1/6 \left[\exp(-GSI/15) - \exp(-20/3) \right]$	
Sonmez v.d. (2006)	$E_{mass} = E_i 10^{\left[\frac{(RMR - 100)(100 - RMR)}{4000} \exp(-RMR/100) \right]}$	
Hoek & Diederichs (2006)	$E_{mass} = E_i \left(0.02 + \frac{1 - D/2}{1 + e^{(60 - 15D - GSI)/11}} \right)$	Deformasyon ölçümü yoksa: $E_i = MR \cdot \sigma_{ci}$

RQD: kaya kalite göstergesi
RMR: kaya kütle oranı
GSI: kaya kütle indeksi
C: kaya kütle kalite göstergesi sabitleri

GSI: jeolojik dayanım indeksi
E: sağlam kaya için deformasyon modülü
MR: modül oranı
D: bozunma faktörü

cci: sağlam kaya için UCS
E_{mass}: deformasyon modülü
WD: ayrışma derecesi
s: a: Hoek-Brown kaya kütle

Çizelgeler ve şekillerden de görüleceği üzere E_i farklı değerler aldığından, kaya kütlelerinin deformasyon modülü de farklı değerler alacaktır. Bu durum, tasarıma etki edecektir. Ortam şartlarını önceden kimsenin bilemeyeceği bir şekilde üzerinde çalışılan tasarım, güvensiz bölgede ya da aşırı güvenli bölgede yürütülmesi söz konusu olacaktır. Burada unutulmaması gereken bir konuda tasarımın gerçekleştirildiği durum ve şartlardır. Örneğin bir tünelin açıldığı derinlik, tünele etki edecek gerilmenin değişimine neden olacaktır. Sığ tünellerde yanal gerilmeler düşey gerilmelerden daha fazla olacaktır. Tünel açma işlemi başlar başlamaz hemen olmasa da belli bir süre sonra nihai gerilmelere ulaşılır. Tüneli çevreleyen kayalar uzun süreler bu nihai gerilmeler altında kalırlar. Bu durumda, laboratuvar ortamında belirlenen E_i değerinin yerine sabit yükler altında zamana bağlı olarak belirlenen E_i değerinin kullanılması tasarımın daha iyi olmasına katkı koyacaktır.

Yatay deformasyon miktarının düşey deformasyon miktarına oranı olarak ifade edilen Poisson oranında ise durum elastisite modülünün tersidir. Genel olarak numuneye uygulanan sabit yük miktarı arttıkça Poisson oranı da artmaktadır. Bunun diğer anlamı ise sabit yük altında numunelerin yatay olarak uğradığı deformasyon düşey olarak uğradığı deformasyon miktarından daha fazladır. Bu durumda, numuneler sabit yük altında iken zamana bağlı yenilmelerde kohezyonun etkin rol oynayacağını göstermektedir. Poisson oranı eğrilerinin trendlerinde görüleceği üzere elastisite modülü eğrilerindeki gibi net bir yaklaşımda bulunmak zor gözükmemektedir.

3 SONUÇLAR ve TARTIŞMA

Kaya mühendisliğinde gerçekleştirilen tasarımlarda kullanılan en önemli parametrelerden birisi kaya kütlelerinin deformasyon modülüdür. Kaya kütlelerinin deformasyon modülünün yerinde yapılan testlerle belirlenmesinde farklı yöntemler kullanılmaktadır. Ancak, bu deneylerden elde edilen sonuçlar farklılık göstermekle birlikte pahalı ve zaman alan deneylerdir (Palmström & Singh, 2001). Bu nedenle, geliştirilen ampirik formüller vasıtasıyla kaya kütlelerinin deformasyon modülünün belirlenmesi daha yaygın olarak

4 SONUÇ

Kaya yapıları uzun süreler aynı sabit yüklerin altında kalmaktadır. Ancak, bu yapıların tasarımlarında genel olarak statik değerler kullanılmaktadır. Özellikle sayısal modelleme analizlerinde kullanılan kaya kütlesi deformasyon modülünün tahmininde kullanılan formüllerdeki E_i ve Poisson Oranı gibi parametreler sabit bir birim olarak kullanılmaktadır. Oysa ki sabit yükler altında bu parametreler değişim göstermektedir. Hem kayanın maruz kaldığı gerilme miktarı hem de zaman, bu parametrelerin değişiminde rol oynamaktadır. Sabit yük altında, zaman içinde E_i değeri azalırken, artan gerilme durumunda E_i değeri artmaktadır. Hem zaman içindeki azalma hem de maruz kalınan gerilme sonucu oluşan artma tarafımızca yapılan bir başka araştırmada ampirik bir formül olarak ifade edilmeye çalışılmıştır. Yapılan çalışma deformabilite testlerinden elde edilen elastisite modülünün, sabit yük testlerinden elde edilen elastisite modülünden daha yüksek olduğunu göstermiştir. Belirtilen bu parametreler için statik değerler kullanıldığında, malzemeyi olduğundan daha elastik olarak tanımlamış oluruz. Ancak, kaya mühendisliğinde kullanılan formüllerdeki E_i ve Poisson Oranı değerleri statik değil, bulunulan ortama ve zamana göre değişkendir. Bu tip çalışmalarda, daha güvenli ve ekonomik kaya yapısı tasarımları yapılabilmesi için uğradığı yük altında değişen E_i ve Poisson oranı değerleri kullanmak daha doğru bir yaklaşım olacaktır.

KAYNAKLAR

Agharazi, A., Tannant, D.D., Martin, C.D., 2012. Characterizing rock mass deformation mechanisms during plate load tests at the Bakhtiary dam project. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 49, 1-11.

Aksoy C.O., Geniş M., Aldaş G.U., Özacar V., Özer S.C., Yılmaz Ö., 2012. A comparative study of the determination of rock mass deformation modulus by using different empirical approaches, *Engineering Geology* 131-132, 19-28.

Bai, M., Meng, F., Elsworth, D., Roegiers, J.C., 1999. Analysis of Stress-dependent Permeability in Nonorthogonal Flow and Deformation Fields, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 32-3, 195-219.

Barla, G., 1995. Tunneling Under Squeezing Rock Conditions.

Bieniawski, Z.T., 1970. Time-Dependent Behaviour of Fractured Rock, *Rock Mechanics*. 2, 123-137, Springer-Verlag.

Brown, E. T., Bray, J. W., Santarelli, F. J., 1989. Influence of stress-dependent elastic moduli on stress and strains around axisymmetric boreholes. *Rock Mech. Rock Engng.* 22, 189-203.

Duncan Fama, M. E., Brown, E. T., 1989. Influence of stress dependent elastic moduli on plane strain solution for boreholes. In: *Proc., Int. Symposium on Rock at Great Depth*. 2, Pau, France, 819-826.

Dyke C.G., Dobereiner L., 1991. Evaluating the strength and deformability of sandstones. *Q J Eng Geol* 24:123-134.

Fabre, G., Pellet, F., 2006. Creep and time-dependent damage in argillaceous rocks. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 43, 950-960.

Gökçeoğlu, C., Sönmez, H., Kayabaşı, A., 2003. Predicting the deformation moduli of rock masses. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 40, 701-710.

Hiroki Sone, Mark D. Zoback, 2014. Time-dependent deformation of shale gas reservoir rocks and its long-term effect on the in situ state of stress, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 69, 120-132.

Hoek, E., Diederichs, M.S., 2006. Empirical estimation of rock mass modulus. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 43, 203-215.

Houlsby G.T., Amorosi A., Rojas E., 2005. Elastic moduli of soils dependent on pressure: a hyperelastic formulation. *Geotechnique* 55(5):383-392.

Kayabaşı, A., Gökçeoğlu, C., Ercanoğlu, M., 2003. Estimating the deformation modulus of rock masses: a comparative study. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 40, 55-63.

Matsuki K., Wang E.Q., Sakaguchi K., Okumura K., 2001. Time-dependent closure of a fracture with rough surfaces under constant normal stress. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38, 607-619.

Mitri, H.S., Edrissi, R., Henning, J., 1994. Finite element modelling of cable-bolted stopes in hardrock ground mines. In: *SME Annual Meeting*. Albuquerque, New Mexico, 94-116.

Nicholson, G.A., Bieniawski, Z.T., 1990. A nonlinear deformation modulus based on rock mass classification. *Int. J. Min. Geol. Eng.* 8, 181-202.

Palmström, A. ve Singi, R., 2001. The deformation modulus of rock masses-comparisons between in situ tests and indirect estimates. *Tunneling and Underground Space Technology*, 16-3, 115-131.

Sönmez, H., Gökçeoğlu, C., Nefeslioğlu, H.A., Kayabaşı, A., 2006. Estimation of rock modulus: for intact rocks with an artificial neural network and for rock masses with a new empirical equation. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 43, 224-235.

Sönmez, H., Gökçeoğlu, C., Ulusay, R., 2004. Indirect determination of the modulus of deformation of rock masses based on the GSI system. *Int. J. Rock. Mec. Min. Sci.* 41, 849-857.

Verman, M., Singh, B., Viladkar, M.N., Jethwa, J.L., 1997. Effect of tunnel depth on modulus of deformation of rock mass. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 30-3, 121-127.

Zhao, L.Y., Zhu, Q.Z., Xu, W.Y., Dai, F., Shao, J.F., 2016. A unified micromechanics-based damage model for instantaneous and time-dependent behaviors of brittle rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 84, 187-196.

Sabit yükler altında kayaçların deformasyon mekanizmasını ifade eden yeni matematiksel yaklaşım

New mathematical approach for represnting deformation mechanism of rocks under constant load

C.O. Aksoy

Dokuz Eylül Üniversitesi, İzmir

G. G. Uyar

Hacettepe Üniversitesi, Ankara

S. Şafak, V. Özacar, H.E. Yaman

Dokuz Eylül Üniversitesi, İzmir

ÖZET: Kaya kütleleri, maden ve inşaat sektöründe gerçekleştirilen kaya mühendisliği tasarımlarının sonucunda zamana bağlı olarak, sabit yükler altında bir deformasyona maruz kalırlar. Meydana gelen deformasyonlar, süreksizliklerin kapanmasıyla başlasa da, kaya malzemesi süreksizliklerden sonra da deformasyona uğramaya devam eder. Bu durumda kayacın deformasyon davranışı karakteristiği kaya mühendisliği yapılarında, kaya kütlelerinin duraylılığı açısından önemlidir. Kaya mühendisliği tasarımlarında kullanılan parametreler ampirik formüllerden elde edilirler ve bu testler pahalı ve zaman alıcıdır. Temel olarak ampirik formüller, kaya kütlesi sınıflama sistemlerine dayanır. Farklı araştırmacılar tarafından pek çok farklı ampirik formül geliştirilmiştir. Laboratuvar ortamında gerçekleştirilen testlerden elde edilen elastik modül (E_i) ve tek eksenli basınç dayanımı ($UCS_{(i)}$) parametreleri, kayacın deformasyon ve dayanım karakteristiğini belirlemede kullanılır. Ampirik formüllerden elde edilen kaya kütlesi parametreleri, özellikle son dönemlerde nümerik modelleme ve kaya mekaniği tasarımlarında kullanılmaktadır. Bu açıdan bakıldığında, tasarımın hangi şartlar altında ve tasarımı nasıl temsil ettiğini açıklamak için bu parametrelerin saptanması önemli bir konudur. Bu çalışmada, farklı bölgelerden alınmış on iki farklı kayaç tipinin deformasyon karakteristikleri sabit yükler uygulanarak analiz edilmiştir. Sonuçlar, beklendiği üzere, çeşitli sabit yükler altında kayaçların farklı deformasyonlara uğradığını göstermiştir. Bunlara ek olarak; farklı kayaç tipleriyle çeşitli sabit yükler altında yapılan deneylerin bir sonucu olarak, kayaçların zaman-yük-deformasyon karakteristiğini açıklayan anlamlı formüller türetilmiştir.

ABSTRACT: Rock masses remain under constant load as a result of rock engineering designs. These rocks undergo a deformation depending on time under the constant load at the rock engineering design of mining and civil industry. Although, the deformation begins with the closure of discontinuities, rock material faced to deformation after discontinuities. In this occasion, the behavior of deformation characteristics of rock is important issue for rock mass stability for rock engineering structures. If there is no any intervention at the end of the construction, the deformations will stop. Parameters using in empirical formulas are used in the rock engineering designs instead of expensive and time-consuming in-situ tests. Generally, empirical formulas are based on the rock mass classification systems. There are different empirical formulas, which were developed by different researchers. Parameters of Elastic Modulus (E_i) and the uniaxial compressive strength ($UCS_{(i)}$) of rocks, which are taken from laboratory tests, are a parameter for the formulas used to state deformation and strength characteristics. The rock mass parameters obtained from these empirical formulas have recently been used especially in numerical modeling and rock engineering design. From point of the view, it is important matter that the parameters obtained by using empirical formulas will be used in which conditions and how represent the design. In this study, time-dependent deformation characteristics were analyzed on twelve different rock types from different areas under constant load. The results showed that the rocks were differently deformed under various constant loads, in natural. Additionally, as a result of experiments made with different constant load on different types of rocks, meaningful formulas that introduce time-load-deformation characteristics have been derived.

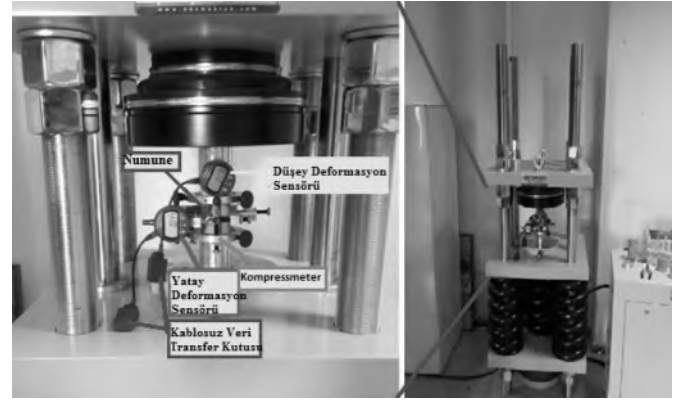
1 GİRİŞ

Kaya mühendisliği tasarımlarının en önemli adımı, tasarımın yapılacağı kayacın özelliklerini en uygun yol ile tanımlamaktır. Kaya kütlesi parametrelerini belirlemek için çeşitli yöntemler kullanılmaktadır. Bu yöntemler, araştırmacılar tarafından geliştirilen ampirik formüller ile yerinde gerçekleştirilen testlerdir. Ancak arazide yapılan deneysel çalışmalar hem oldukça pahalı ve zaman alıcıdır hem de sonuçları testten teste değişiklik gösterir (Palmström and Singh, 2001). Bu nedenle kaya kütlesi deformasyon modülü sıklıkla ampirik formüller kullanılarak belirlenir (Nicholson & Bieniawski, 1990; Mitri v.d., 1994; Kayabasi vd., 2003; Gokceoglu v.d., 2003; Sonmez v.d., 2004; Sonmez v.d., 2006; Hoek & Diederichs, 2006; Aksoy v.d., 2012). Bir diğer tasarım parametresi ise yine ampirik formüller ile elde edilebilen kaya kütlesi basınç dayanımıdır. UCS_i bu formüllerin bir parametresidir (Cai v.d., 2007; Halakatevakis & Sofianos, 2010; Dinc v.d., 2011; Kalamaris & Bieniawski, 1995; Brown, 2008; Edelbro v.d., 2006).

Barla (1995) tarafından kayaçların yüksek deformasyon kabiliyetleri bir sünme olarak tanımlanmıştır ve bunun uzun zaman aldığı belirtilmiştir. Bu durum diğer kayaç tiplerinde bir nebze farklıdır. Kaya kütlesinin zamana bağlı deformasyon davranışı, kırıklı kayaçalarda çok önemlidir (Bieniawski, 1973). Özellikle, kaya tuzu farklı yükler altında farklı deformasyonlara maruz kalmaktadır (Fuenkajorn v.d., 2012). Tuz ve şişebilen-sıkışabilen kayaçlar zamana bağlı deformasyonlarına göre diğer kaya tiplerinden farklı davranış sergilerler. Bu çalışmanın ana amacı, tuz ve şişebilen-sıkışabilen tipi kayaçlar haricindeki kayaçların zamana ve yüke bağlı deformasyon davranışını açıklamaktır. Çalışma kapsamında, kayaçların deformasyon davranışları farklı yükler altında araştırılmıştır. Sonucunda ise kayaçların deformasyon karakteristiklerini zamana ve yüke bağlı olarak belirleyen formüller türetilmiştir.

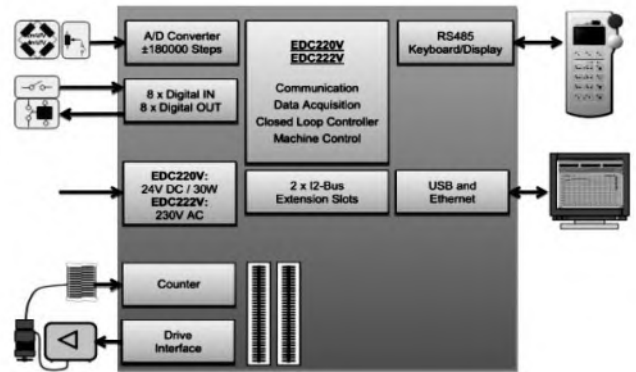
2 MALZEME ve YÖNTEM

Kayaçların sabit yükler altında ve zamana bağlı deformasyon davranışını incelemek amacıyla servo-kontrollü hidrolik bir yükleme ekipmanı oluşturulmuştur (Şek. 1). Çalışma kapsamındaki deneyler, Dokuz Eylül Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü Laboratuvarlarında yapılmıştır.



Şekil 1. Sabit yük uygulayan hidrolik pres

Değişik kayaçlara bu cihaz ile farklı değerlerde sabit yük uygulamaları yapılmıştır. Uygulanan yüklerin seçiminde, kayaçların tek eksenli basınç dayanımları dikkate alınmıştır. Bir kayaca uygulanan sabit yükler aynı kayacın tek eksenli basınç dayanımının %50, %60, %70 ve %80'i olarak seçilmiştir. Deneyler esnasında belli aralıklarla numune üzerinde deformasyon okuması yapabilen sistem sayesinde, numunenin uğradığı deformasyon miktarları ölçülmüştür (Şek. 2). Deneylerin sonuçlanması için deneylerde iki gün boyunca numunelerin deformasyon değişimi yaşamadığı aralık seçilmiştir. Bu süreç genel olarak 7-10 gün arasında değişim göstermektedir. Numunelerin zaman içinde farklı sabit yükler altında deformasyonu, beklendiği gibi deformasyon değerlerine sahip olmalarına neden olmuştur. Deneylerde kullanılan örnekler ISRM'in önerdiği yöntemlere göre hazırlanmıştır.



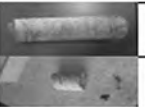
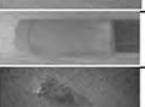
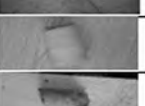
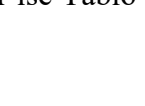
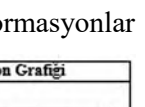
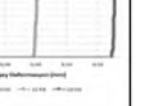
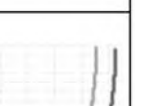
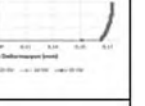
Şekil 2. Deformasyon kayıt sistemi

2.1 Sabit yükler altında bazı kayaçların zamana bağlı deformasyon davranışlarının belirlenmesi

Yapılan bu çalışmanın temel amacı; çeşitli kayaçların sabit yük altında, zamanla gösterdikleri deformasyonları tahmin edebilmektir. Deney süresince sıcaklık ve nem gibi ortam parametreleri

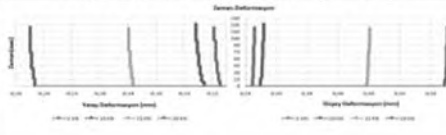
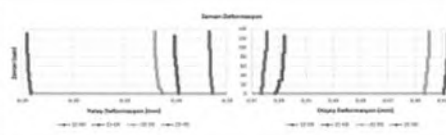
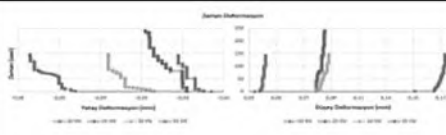
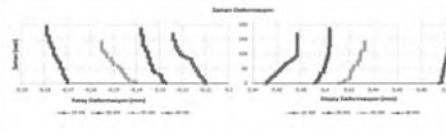
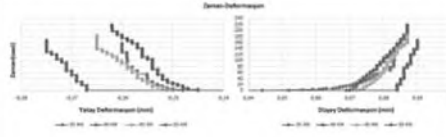
sabit tutulmuştur. Çalışmada kullanılan numuneler Tablo 1’de verilmiştir.

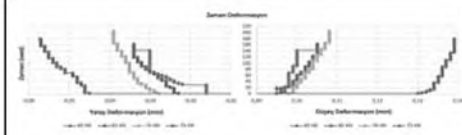
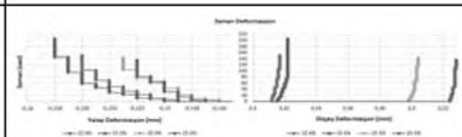
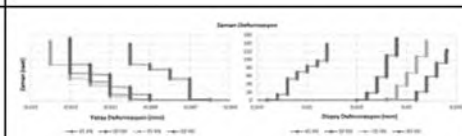
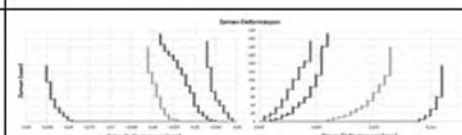
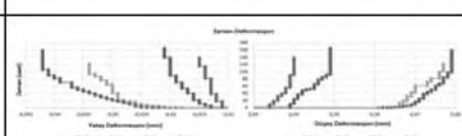
Tablo 1. Araştırmada kullanılan numuneler

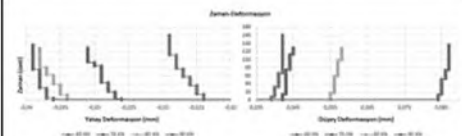
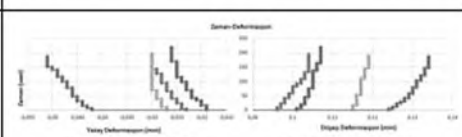
Numune	Proje	Kayaç Tipi	
AKong1	Ankara-Afyon Yüksek Hızlı Tren Demiryolu Tünel İnşaatı	Konglomera	
AKong2	Ankara-Afyon Yüksek Hızlı Tren Demiryolu Tünel İnşaatı	Konglomera	
Eynez Marn	Soma-Eynez Yeraltı Kömür Ocağı Galerisi	Marn	
Tunçbilek Kilitaşı	Tunçbilek Yeraltı Kömür Ocağı Galerisi	Kilitaşı	
İşıklar Kilitaşı	Soma-İşıklar Yeraltı Kömür Ocağı Galerisi	Kilitaşı	
İşıklar Kireçtaşı	Soma-İşıklar Yeraltı Kömür Ocağı	Kireçtaşı	
İşıklar Kong	Soma-İşıklar Yeraltı Kömür Ocağı Galerisi	Konglomera	
İşıklar Marn	Soma-İşıklar Yeraltı Kömür Ocağı Galerisi	Marn	
Mesudiye Marn	Ordu-Mesudiye Demiryolu Tünel İnşaatı	Marn	
Polyak Şist	Soma-Kınık Yeraltı Kömür Ocağı Galerisi	Şist	
Topçam1	Tokat-Topçam Demiryolu Tüneli İnşaatı	Kumtaşı	
Topçam2	Tokat-Topçam Demiryolu Tüneli İnşaatı	Kumtaşı	

Yapılan testlerin sonuçlarına ait grafikler ise Tablo 2’de gösterilmektedir.

Tablo 2. Sabit yük altında zamana bağlı deformasyonlar

Numune	Kayaç Tipi	Sabit yükler altında Zaman-Deformasyon Grafiği
Afyon Kong1	Konglomera	
Afyon Kong2	Konglomera	
Eynez Marn	Marn	
Tunçbilek Kilitaşı	Kilitaşı	
İşıklar Kilitaşı	Kilitaşı	

İşıklar Kireçtaşı	Kireçtaşı	
İşıklar Kong	Konglomera	
İşıklar Marn	Marn	
Mesudiye Marn	Marn	
Polyak Şist	Şist	

Topçam 1	Tufinik Kumtaşı	
Topçam 2	Volkanik Kumtaşı	

2.2 Deney sonuçlarının değerlendirilmesi

Deney sonuçları analiz edildiğinde, numunelerin maruz kaldığı deformasyon miktarının artan sabit yükler ile birlikte arttığı görülmüştür. Bu beklenen bir sonuçtur. Grafikler dikkatlice incelendiğinde, deformasyon eğrilerinin hem yatay hem de düşey yönde kümelenildiği görülmüştür. Daha önce belirtildiği gibi deneylerde uygulanan yükler tek eksenli basınç dayanımının ($UCS_{(i)}$) %50, %60, %70 ve %80’i olarak seçilmiştir. Deformasyon eğrileri genellikle $UCS_{(i)}$ ’nin %50, %60 ve %70’i olan yüklemelerde kümeleşmiştir. Dayanımın %80’i olan uygulamada ise numunenin deformasyon karakteristiğinde bir değişim olmadığı gözlemlenmiştir. Ancak maruz kalınan deformasyon miktarında belirgin bir artış vardır.

$UCS_{(i)}$, kaya kütlelerinin dayanımı hesap edilirken kullanılan bir parametredir. Bununla beraber kaya mühendisliği tasarımlarında kaya kütle dayanımının yeterliliği sorgulanırken, kütle

üzerindeki yükler ve zaman dikkate alınmaz. Bu açıdan bakıldığında, bir kaya kütesinin temel yapıtaşını oluşturan kaya malzemesinin dayanımı önem kazanmaktadır. Her ne kadar deformasyonlar süreksizliklerin kapanmasıyla başlasa da ve deformasyon karakteristiği bu süreksizliklerin özelliklerine göre farklılık gösterse de (Carter v.d., 2007; Carvalho v.d., 2007; Diederichs v.d., 2007), duraysızlık açısından sabit yükler altında kaya malzemesinin zamana bağlı deformasyon miktarı ve karakteristikleri önemlidir. Özellikle, sayısal modelleme çalışmalarında deformasyon modelinin belirlenmesi, kaya mühendisliği açısından oldukça büyük önem taşımaktadır.

Kaya kütesinin deformasyon modeli belirlenirken, kaya malzemesinin maruz kaldığı yüklerin bilinmesi ve bu yüklere karşı nasıl bir deformasyon davranışı gösterdiğinin belirlenmesi çalışmaya büyük bir katkı sağlayacaktır.

2.3 Kayaçların deformasyon mekanizmasına matematiksel bir yaklaşım

Laboratuvar ortamında sabit yükler altında yapılan zamana bağlı deformasyon deneyi sonuçları değerlendirilmiş ve kaya malzemesinin deformasyon davranışı matematiksel formüller yardımı ile ifade edilmeye çalışılmıştır.

Çalışmanın bu kısmında, çok değişkenli $z = f(x, y)$ fonksiyonu $\mathcal{R}^3$ üzerinde tanımlanmıştır. Bu iki değişkenli fonksiyonda x ve y 'nin bağımsız değişkenler, z 'nin bağımlı değişken olduğu görülmüştür. $z = f(x, y)$ yüzeyinin, (x_i, y_j) vektörü tarafından $\mathcal{R}^2$ üzerinde dikdörtgen bir alana yaklaştığı varsayılmıştır ve $z_{ij} = f(x_i, y_j)$ için belirlenen değerler bu iki değişkenli fonksiyonda tanımlanan dikdörtgen alanın üzerindeki noktaları oluşturur denir. Burada x ; yük (kN), y ; zaman (saat) ve z ; yatay veya düşey deformasyonu ifade etmektedir.

Deneylerden elde edilen verilere göre sabit bir y değeri ile tanımlanan $z = f(x, y)$ grafiği $\frac{\partial z}{\partial x}$ kısmi türevi ile kısımlara ayrılarak tanımlanabilir ve elde edilen grafiğin eğimi ölçülebilir. Ayrıca $\frac{\partial z}{\partial y}$ kısmi türevi x 'in sabit tutulmasıyla y 'ye göre diferansiyellenebilir.

Elde edilen verilere göre y_j değişkeni diferasyon sırasında sabit tutulursa, $\frac{\partial z}{\partial x}$ kısmi türevi;

$$\lim_{h \rightarrow 0} \frac{f(x_i + h, y_j) - f(x_i, y_j)}{h} = \frac{\partial z_{ij}}{\partial x_i} \cong b \frac{z_{ij}}{x_i} \quad (1)$$

şeklinde nümerik olarak hesap edilebilir. $\frac{\partial z}{\partial y}$ kısmi türevinin aynı şekilde hesaplanması ile yük değişkeni y_j ;

$$\lim_{h \rightarrow 0} \frac{f(x_i, y_j + h) - f(x_i, y_j)}{h} = \frac{\partial z_{ij}}{\partial x_i} \cong c \frac{z_{ij}}{y_j} \quad (2)$$

olarak hesaplanır. Burada b ve c katsayıları, bir önceki türevler ile ilişkili olarak elde edilen verilere göre nümerik olarak değerlendirilmiştir.

Genel olarak, $f(x, y)$ fonksiyonunun dz toplam diferansiyeli;

$$dz = \frac{\partial f}{\partial x} dx + \frac{\partial f}{\partial y} dy \quad (3)$$

olarak tanımlanır. Diyelim ki;

$$\frac{\partial f}{\partial x} = \frac{\partial z}{\partial x} = b \frac{z}{x} \text{ and } \frac{\partial f}{\partial y} = \frac{\partial z}{\partial y} = c \frac{z}{y} \quad (4)$$

olsun. Bu diferansiyel denklem;

$$dz = b \frac{z}{x} dx + c \frac{z}{y} dy \quad (5)$$

şeklinde olur ve genel çözüm;

$$\frac{dz}{z} = b \frac{dx}{x} + c \frac{dy}{y} \quad (6)$$

$$\int \frac{dz}{z} = b \int \frac{dx}{x} + c \int \frac{dy}{y} \quad (7)$$

$$\ln z = b \ln x + c \ln y + k \quad (8)$$

$$z = e^{b \ln x + c \ln y + k} = e^k e^{b \ln x} e^{c \ln y} \quad (9)$$

Elde edilen veriler için nümerik bir yaklaşım kullanarak, yaklaşım fonksiyonu (10) numaralı denklemde belirtildiği gibi formüle edilebilir.

$$z = ax^b y^c \quad (10)$$

Diferansiyelin çözümünde $a = e^k$ 'dır ve k integral sabitidir.

3 DEĞERLENDİRME

Farklı sabit yükler altında, on iki farklı kayaç tipi üzerinde yapılan zamana bağlı deformasyon deneyleri sonucunda, bir önceki kısımda bahsedilen matematiksel bir formül türetilmiştir. Her kayaç tipi için türetilen formülde, o formüle ait sabitler kullanılmaktadır. Bir diğer çıkarım ise deneylerin her kayaç için tekrarlanması gerektiğidir.

(10) numaralı formülde belirtilen türetilmiş formülün performans analizi Tablo 3'te verilmiştir.

Tablo 3. Türetilmiş formüllerin sorgulanması

Numune	Tahmin Yatay Deformasyon	Tahmin Düşey Deformasyon
Afyon Kongl		
Afyon Kong2		
Eynez Mam		
Tuncbilek Kiltası		

İplikler Kiltası		
İplikler Kireçtaşı		
İplikler Kong.		
İplikler Mam		
Mevudine Mam		
Polyak Şist		
Topçam1		
Topçam2		

Tablo 3'te türetilen formülde elde edilen yatay deformasyonların sonuçlarını gösteren grafikler incelendiğinde, formül ile hesaplanan yatay

deformasyon miktarlarının 0.6603-0.9753 aralığında bir doğruluk oranına sahip olduğu görülür. Bu oran, düşey deformasyon tahmininde ise 0.7306-0.9535 arasındadır.

25 kN (UCS_(i)'nin %80'i) sabit yük altında deformasyon miktarı 0.343 mm iken, 20 kN (UCS_(i)'nin %70'i) sabit yük altında 130 saat içinde Afyon Konglomera-2 numunesi için 0.223 mm'dir. Aynı kayaç 25 kN'luk sabit yük altında %53.8 oranında dah faza deformasyona sahiptir. Işıklar Konglomera örneği incelendiğinde ise sonuçların farklı olduğu görülür. Türetilen formülünden alınan tahminlerin sonuçları analiz edildiğinde doğruluk oranı 0.7672 civarındadır.

Yapılan deneylerin sonucunda, tek eksenli basınç dayanımı ve kayaç tipine bağlı maruz kalan yükün, deformasyon miktarında dikkate alınması gereken artışlar meydana getirdiği görülmektedir. Bununla birlikte, yükteki artış genellikle kayanın deformasyon davranışını değiştirmez.

4 SONUÇLAR

Kaya kütlelerinin maruz kaldığı yükler, kaya mühendisliği tasarımlarında duraylılık açısından çok önemlidir. Kaya malzemesi, kaya kütlelerinin temel yapıtaşını oluşturur. Kaya kütlelerindeki deformasyonlar süreksizliklerin kapanmasıyla başlasa da, kaya malzemelerinin deformasyon davranışı da, bu tasarımların güvenliği açısından önemlidir. Çalışma kapsamında kayaçların değişen sabit yükler altında maruz kaldığı deformasyon miktarını belirlemek için bir formül elde edilmiştir. Formül, analiz edildiğinde deformasyon miktarını yüksek derecede doğru olarak tahmin edebilmektedir. Bu formülle, tahmin edilen deformasyon miktarı, kaya yapısı için uygun olan deformasyon miktarını belirlemek için kullanılabilir. Diğer bir deyişle, kaya kütlesi sınıflama sistemleri ile yapılan kaya kütlelerinin tanımında, kaya kütlelerinin süreksizliği, süreksizlik özellikleri, yeraltı suyu koşulları değerlendirilmekte ve kaya kütlesi üzerinde bir tanım ya da puanlama yapılmaktadır. Böylece, kaya kütlelerinin zayıflıkları da değerlendirmeye dahil edilmiş olmakta. Kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı birçok kaya kütlesi sınıflandırma sistemindeki bir parametredir. Ancak, UCS_(i) sabittir ve laboratuvar deneylerinden elde edilir. Kaya malzemelerinin sabit yükler altında zamana bağlı deformasyon davranışı, ana yapının durumunu değerlendirmek için kullanılabilir.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, 114M566 no'lu proje kapsamında mali destekte bulunan TÜBİTAK'a teşekkür eder.

KAYNAKLAR

- Aksoy C.O., Geniş M., Aldaş G.U., Özacar V., Özer S.C., Yılmaz Ö., 2012. A comparative study of the determination of rock mass deformation modulus by using different empirical approaches, *Engineering Geology*, 131–132, 19–28.
- Barla G., 1995. Tunneling Under Squeezing Rock Conditions.
- Bieniawski Z. T., 1973. Time-Dependent Behavior of Fractured Rock, *Rock Mechanics*, 2, 123-137, Springer-Verlag.
- Brown ET., 2008. Estimating the mechanical properties of rock masses. In: *Proceedings of the first southern hemisphere rock mechanics symposium*, Perth: Austral Centre Geomech, p. 3–22.
- Cai, M. Morioka H., Kaiser P.K., Tasaka Y., Kurose H., Minami M., Maejima T., 2007. Back-analysis of rock mass strength parameters using AE monitoring data, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 44, 538–549.
- Carter TG, Diederichs MS, Carvalho JL., 2007. A unified procedure for prediction of strength and post yield behaviour for rock masses at the extreme ends of the integrated GSI and UCS rock competence scale. In: *Proceedings of the 11th congress of the international society for rock mechanics*, Lisbon, London: Taylor & Francis; p. 161–4.
- Carvalho JL, Carter TG, Diederichs MS., 2007. An approach for prediction of strength and post yield behaviour for rock masses of low intact strength. In: *Proceedings of the first Canada-US rock symposium*, Vancouver; p. 249–57.
- Diederichs MS, Carvalho JL, Carter TG., 2007. A modified approach for prediction of strength and post yield behaviour for high GSI rockmasses in strong, brittle ground. In: *Proceedings of the first Canada-US rock symposium*, Vancouver; p. 277–8.
- Dinc O.S., Sonmez H., Tunusluoglu C., K.E.Kasapoglu, 2011. A new general empirical approach for the prediction of rock mass strengths of soft to hard rock masses, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 48, 650–665.
- Edelbro C, Sjöberg J, Nordlund E., 2012. A quantitative comparison of strength criteria for hard rock masses. *Tunnell Undergr Space Technol*, 2006;22:57–68.
- Fuenkajorn T, Sriapai K, Samsri P, Effects of loading rate on strength and deformability of Maha Sarakham salt, *Engineering Geology* 135–136, 10–23.
- Gokceoglu, C., Sonmez, H., Kayabasi, A., 2003. Predicting the deformation moduli of rock masses. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 40, 701-710.
- Halakatevakis N., Sofianos A.I., 2010. Strength of a blocky rock mass based on an extended plane of weakness theory, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 47, 568–582.
- Hoek, E., Diederichs, M.S., 2006. Empirical estimation of rock mass modulus. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 43, 203–215.

- Kalamaris GS, Bieniawski ZT., 1995. A rock mass strength concept for coal incorporating the effect of time. In: Proceedings of the eighth international congress of the rock mechanics, Rotterdam: Balkema; p. 295–302.
- Kayabasi, A., Gokceoglu, C., Ercanoglu, M., 2003. Estimating the deformation modulus of rock masses: a comparative study. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 40, 55-63.
- Mitri, H.S., Edrissi, R., Henning, J., 1994. Finite element modelling of cable-bolted stopes in hardrock ground mines. In: SME Annual Meeting. Albuquerque, New Mexico, pp. 94-116.
- Nicholson, G.A., Bieniawski, Z.T., 1990. A nonlinear deformation modulus based on rock mass classification. *Int. J. Min. Geol. Eng.* 8, 181–202.
- Palmström A. And Singh R., 2001. The deformation modulus of rock masses-comparisons between in situ tests and indirect estimates; *Tunneling and Underground Space Technology*, Vol. 16, No. 3, pp. 115 - 131.
- Sonmez, H., Gokceoglu, C., Nefeslioglu, H.A., Kayabasi, A., 2006. Estimation of rock modulus: for intact rocks with an artificial neural network and for rock masses with a new empirical equation. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 43, 224-235.
- Sonmez, H., Gokceoglu, C., Ulusay, R., 2004. Indirect determination of the modulus of deformation of rock masses based on the GSI system. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 41, 849-857.

Kaya Duraylılığının Nümerik Modelleme İle Belirlenmesinde Yeni Bir Method

A new approach to stability analysis of rock structures by numerical modeling

C.O. Aksoy¹, G.G. Uyar² & S. Utku³

¹,Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, İzmir-Türkiye

²,Hacettepe Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Ankara-Türkiye

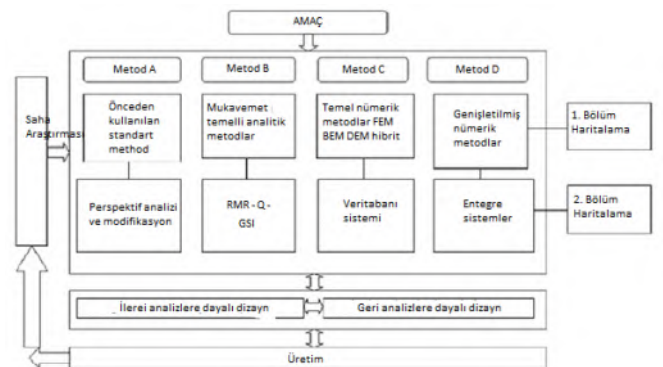
³,Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Bilgisayar Mühendisliği Bölümü, İzmir-Türkiye

ÖZET: Günümüz bilgisayar teknolojisinde, kaya yapılarında duraylılık analizlerini yapmak için bir çok yazılımın kullanılmaktadır. Bu çalışmada farklı kaya kütlelerinin, farklı sabit yükler altında zamana bağlı deformasyon davranışlarının nümerik analizlerde temsil edilebilmesi için bazı deneyler gerçekleştirilmiştir. Nümerik modellemede kullanılan önemli parametrelerden birisi de kaya kütlelerinin deformasyon modülüdür. Deformasyon modülü ise bazı ampirik formüllerden elde edilebilir. Laboratuvar testlerinden elde edilen kaya malzemesinin elastisite modülü (E_i) bu formüllerde sabit bir parametre olarak bulunur. Sabit bir değer kullanmak yerine, farklı yükler altında farklı değerler alan E_i değerlerinin kullanılması, nümerik modelleme analizlerinde daha doğru sonuçlar verecektir. Bu çalışmada, farklı yükler altında farklı değerler alan E_i ile elde edilen deformasyon modülleri sayesinde kaya kütlelerinin deformasyon davranışını tanımlayan bir formül geliştirilmeye çalışılmıştır. Geliştirilen formülün nümerik modelleme yazılımına entegre edilmesi için bir algoritma oluşturulmuş ve yeni algoritma ile analizler gerçekleştirilmiştir. Bu bildiride, yapılan analiz sonuçları ve sahada yapılan ölçümleri sonuçları tartışılmaktadır.

ABSTRACT: In today's computer technology, many software are used to make stability analyzes on rock structures. In this study, some experiments have been carried out in order to represent time-dependent deformation behaviors of different rock masses under different constant loads in numerical analyzes. One of the important parameters used in numerical modeling is the deformation modulus of rock mass. The deformation modulus can be obtained from some empirical formulas. The modulus of elasticity (E_i) of the rock material is found as a fixed parameter, which obtained from laboratory test, in some of these formulas. Instead of using a constant value, using different values of E_i values under different loads will give more accurate results in numerical modeling analyzes. In this study, it was tried to develop a formula describing the deformation behaviors of rock masses through deformation modules obtained with different values under different loads, E_i . In order to integrate the improved formula into the numerical modeling software, an algorithm is created and new algorithms are analyzed. In this report, the results of the analyzes made and the results of measurements made on the field measurements are discussed.

1 GİRİŞ

Kaya mühendisliğinde kullanılan nümerik modelleme yöntemleri Jing ve Hudson (2002) tarafından detaylı olarak incelenmiştir. Kaya mühendisliği projelerinde tasarım süreçleri son derece pahalı, zaman alıcı ve mükemmel bir deneyim gerektirir. Feng ve Hudson (2004) kaya mühendisliği tasarım metodolojileri için önümüzdeki yolları tartışmışlar ve Şekil 1'de verilen grafiği ortaya koymuşlardır.



Şekil 1. Kaya mekaniği modellemesi için güncellenmiş akım şeması (Feng ve Hudson, 2004)

2 YENİ YAKLAŞIMIN GELİŞTİRİLMESİ

Bu çalışmada, sayısal modelleme çalışmalarında kullanılmak üzere farklı kaya kütlesi perspektifine sahip on iki farklı bölge seçilmiştir. Bu bölgelerde yapılan jeoteknik çalışmalar sonucunda her bölgenin kaya kütlesi karakterizasyonu ayrı ayrı belirlenmiştir. Yeni yaklaşımı geliştirmek için laboratuvar ve yazılım çalışmaları yapılmıştır. Araştırmanın sonuçlarını doğrulamak için sayısal analizler yapılmıştır. Saha çalışmalarında yapılan sayısal modelleme çalışmaları ile yerinde ölçümlerin sonuçları karşılaştırılmıştır.

2.1 Yeni Yaklaşımın Kuramsal Temeli

Bazı kaya kütlesi sınıflama sistemleri ve kaya kütlesi deformasyon modülü elde etmek için kullanılan formülleri Çizelge 1 ve Çizelge 2’de verilmiştir.

Çizelge 1. Bazı kaya kütlesi sınıflandırma ve karakterizasyon sistemleri (Palmstrom, 1995; Edelbro vd, 2006)

Name	Form and type (*)	Main applications and remarks	Author and first version
Terzaghi’nin Kaya kütle sınıflama sistemleri	Tanımlayıcı ve davranışçı form	Çelik tahkimatlı tüneller (modern tüneller için kullanışsız)	Terzaghi (1946)
Lauffer’ın “Stand-up” zaman sınıflaması	Tanımlayıcı form genel tipi	Tünel tasarımında giriş için	Lauffer (1958)
Yeni Avusturalya Tünel Metodu (NATM)	Tanımlayıcı ve davranışçı form	Yetersiz zeminlerde kazı ve tasarım için	Rabcewicz (1964, 1965)
Kaya mekaniği amaçlı kaya sınıflaması	Tanımlayıcı form genel tipi	Kaya mekaniğine giriş için	Patching ve Coates (1968)
Toprak ve kayaların birleşik sınıflandırması	Tanımlayıcı form genel tipi	Parçacık ve bloklara dayalı iletişim	Deere vd. (1969) ve Deere (1988)
Kaya Kalitesi Dizaynı (RQD)	Sayısal form genel tipi	Çekirdek kayıtlarına göre diğer sınıflama sistemleri	Deere vd. (1967)

Boyut-mukavemet sınıflaması	Sayısal form fonksiyonel tipi	Kaya mukavemeti ne ve blok çapına dayanır	Franklin (1975)
Kaya yapısı değerlendirilmesi (RSR)	Sayısal form fonksiyonel tipi	Tünellerde çelik tahkimat için (çelik fiber püskürtme beton için değil)	Wickham vd. (1972)
Kaya kütle değerlendirilmesi (RMR)	Sayısal form fonksiyonel tipi	Tünel, maden ve temel dizaynı için	Bieniawski (1973)
Q Sınıflama sistemi	Sayısal form fonksiyonel tipi	Yeraltı açıklıkları için tahkimat dizaynı	Barton vd. (1974)
Madencilik RMR (MRMR)	Sayısal form fonksiyonel tipi	Madencilikte kaya tahkimatı için	Laubscher (1975) ve Laubscher (1977)
Tipolojik sınıflandırma	Tanımlayıcı form genel tipi	İletişimde kullanılır	Matula ve Holzer (1978)
Birleşik kaya sınıflandırma sistemi	Tanımlayıcı form genel tipi	İletişimde kullanılır	Williamson (1980)
Temel jeoteknik sınıflandırma (BGD)	Tanımlayıcı form genel tipi	Genel uygulamalar için	ISRM (1981)
Eğim kütle derecesi (SMR)	Sayısal form fonksiyonel tipi	Tahmini stabilite problemleri ve yamaçlar için	Romano (1985)
Jeolojik mukavemet indeksi (GSI)	Sayısal form fonksiyonel tipi	Kaya kütlelerinin gücünü belirlemek için	Hoek (1994)
Kaya kütle indeksi (RMI)	Sayısal form fonksiyonel tipi	Kaya mühendisliği genel karakterizasyon, tahkimat tasarımı	Palmstrom (1995)

Çizelge 2. Kaya kütle deformasyon modülünü tahmin etmek için kullanılan bazı ampirik formüller

Araştırmacılar	Formül	Notlar
Bieniawski (1978)	$E_{\text{mass}} = 2 \text{ RMR} - 100 \text{ (GPa)}$	RMR>50
Serafim ve Pereira (1983)	$E_{\text{mass}} = 10^{(\text{RMR}-10)/40} \text{ (GPa)}$	RMR<50
Nicholson ve Bieniawski (1990)	$E_{\text{mass}} = \frac{E_i}{100} \left[0.0028 \text{ RMR}^2 + 0.9 \exp\left(\frac{\text{RMR}}{22.82}\right) \right]$	
Mitri vd. (1994)	$E_{\text{mass}} = E_i \left[0.5 \left\{ 1 - \cos\left(\pi \frac{\text{RMR}}{100}\right) \right\} \right]$	
Palmstrom (1996)	$E_{\text{mass}} = 5.6 \text{ RMi}^{0.375} \text{ (GPa)}$	1>RMi>0.1, orta eylemli kaya kütlesi
Palmstrom ve Sing (2001)	$E_{\text{mass}} = 7 \text{ RMi}^{0.4} \text{ (GPa)}$	1<RMi<30, orta eylemli kaya kütlesi
Hoek and Brown (1997)	$E_{\text{mass}} = \sqrt{\frac{\sigma_{ci}}{100}} 10^{\left(\frac{\text{GSI}-10}{40}\right)} \text{ (GPa)}$	$\sigma_{ci} < 100 \text{ MPa}$
Read et al. (1999)	$E_{\text{mass}} = 0.1 \left(\frac{\text{RMR}}{10} \right)^3 \text{ (GPa)}$	
Barton (2002)	$E_{\text{mass}} = 10 Q_c^{\frac{1}{3}} \quad Q_c = Q \sigma_{ci} / 100$	
Kayabasi vd. (2003)	$E_{\text{mass}} = 0.135 \left[\frac{E_i (1 + \text{RQD} / 100)}{\text{WD}} \right]^{1.1811}$	
Gokceoglu et al. (2003)	$E_{\text{mass}} = 0.001 \left[\frac{(E_i / \sigma_{ci}) (1 + \text{RQD} / 100)}{\text{WD}} \right]^{1.5528}$	
Sonmez vd. (2004)	$E_{\text{mass}} = E_i (s^a)^{0.4}$ $s = \exp[(\text{RMR} - 100)/9]$ $a = 0.5 + 1/6 [\exp(-\text{GSI}/15) - \exp(-20/3)]$	
Sonmez vd. (2006)	$E_{\text{mass}} = E_i 10^{\left[\frac{(\text{RMR}-100)(100-\text{RMR})}{4000 \exp(-\text{RMR}/100)} \right]}$	
Hoek ve Diederichs (2006)	$E_{\text{mass}} = E_i \left(0.02 + \frac{1 - D/2}{1 + e^{(60+15D-\text{GSI})/11}} \right)$	
RQD	: kaya kalite dizaynı	E_i : Numune def. modülü
RMR	: kaya kütle derecesi	E_{mass} : Kaya kütle.def. mod.
RMi	: kaya kütle indeksi	MR : modül oranı
Q	: kaya kütle kalitesi	WD : ayrışma derecesi
GSI	: Jeolojik stres indeksi	D : bozulma faktörü
σ_{ci}	: numune UCS	s, a : Kaya kütle sabiti (H&B)

Formüllerden elde edilen E_{mass} nümerik analizlerde yaygın olarak kullanılmaktadır. Kaya yapılarında,

kazı işlemi başladığında, ortamdaki yük kademeli olarak artar ve belirli bir seviyede sabit kalır. Daha sonra kaya yapısı üzerindeki yük yeni kazı aşamasında değişecek ve tekrar istikrara kavuşacaktır. Bu döngü kazı aşamalarını takiben devam eder. Kaya malzemesinin deformasyonu (zamana bağlı olarak) her dinamik çevrimde kaya yükündeki değişikliklerden dolayı değişir ve daha sonra sabit kalır. Bu durumda, E_i ve poisson oranındaki değişimlere bağlı olarak kaya kütlelerinin deformasyon modülü'nün sabit yük altında zamana bağlı olarak değişmesi beklenir. Dolayısıyla, sonuçlar sayısal modellemedeki E_{mass} ve poisson oranındaki değişikliklere bağlı olarak farklılık gösterecektir. E_{mass} değeri zamana ve yüke bağlı olarak deneysel E_i değerlerine dayanarak hesaplanır. Bu nedenle çeşitli sabit yükler altında elde edilen zamana bağlı verilere dayanan sayısal modeller için yeni yaklaşım önerilebilir. Bu çalışmada elde edilen sonuçlar, yeni bir yaklaşım olarak zaman ve yüke bağlı bir formül olarak türetilmiş ve sayısal modellemede kullanılan bir yazılımla bütünleştirilmiştir.

2.1 Laboratuvar Araştırmaları

Öncelikle rutin kaya mekaniği laboratuvar deneyleri yapılan kaya malzemesinin önemli parametreleri olan E_i ve poisson oranları elde edilmiştir. Bu parametreler sayesinde sayısal modelleme analizlerinde kaya kütlelerinin deformasyon davranışı tanımlanmaya çalışılmıştır. Bu tanımlama, kaya kütlelerinin modeldeki yüke karşı nasıl bir deformasyon davranışı sergileyeceğini temsil etmektedir. Formülde, E_i değiştikçe E_{mass} da değişmektedir. Laboratuvarda kaya malzemesi özelliklerinde meydana gelen değişiklikleri ölçmek için servo-kontrollü yükleme makinesi kullanılmıştır. Sabit yük altında gelişen deformasyon literatürde “Sünme” olarak adlandırılmaktadır (Barla, 1995). Genel olarak bir tüneldeki kazı sonrasında plastik bölge çapındaki artış derecesine bağlı olarak, yük kademeli olarak artar ve sabit kalacağı bir noktaya ulaşır. Bu araştırmadaki temel amaç, yük artış aşamalarını sayısal modellerle bütünleştirmek ve statik aşamadan dinamik aşamaya geçmektir.

Bu laboratuvar ekipmanı 12 farklı sahadan alınan bozulmamış kaya örneklerine uygulanan sabit yük altında E_i ve poisson oranı değerlerinin zaman içindeki değişimlerini incelemek için kullanılmıştır.

Sayısal modelleme çalışmalarında kullanılmak üzere seçilen on iki farklı bölgeye ait bazı bilgiler Çizelge 3’de verilmektedir.

Çizelge 3. İncelenen kayaların jeoteknik özellikleri

Numune	Ei (Laboratuvar deney sonucu) (Mpa)	RMR	Q	GSI	σ_i (Laboratuvar deney sonucu) (Mpa)
Afyon Konglomera-1	1180	33	0.46	30	9.99
Afyon Konglomera-2	2050	42	0.80	40	13.07
Eynez Marn	1910	54	3.04	50	24.29
Tunçbilek Kilitaşı	3210	49	2.18	45	28.40
Işıklar Marn	1560	59	5.29	55	29.42
Işıklar Konglomera	8360	48	1.56	40	12.39
Işıklar Kilitaşı	4900	56	3.79	50	20.74
Işıklar Kireçtaşı	4420	63	8.26	60	52.07
Mesudiye Marn	1740	71	22.45	65	62.07
Polyak Şist	2090	53	2.72	45	20.16
Topçam Kumtaşı-1	4440	68	14.39	65	52.26
Topçam Kumtaşı-2	12020	80	68.19	75	80.63

2.2 Yeni Yaklaşımın Matematiksel Esasları

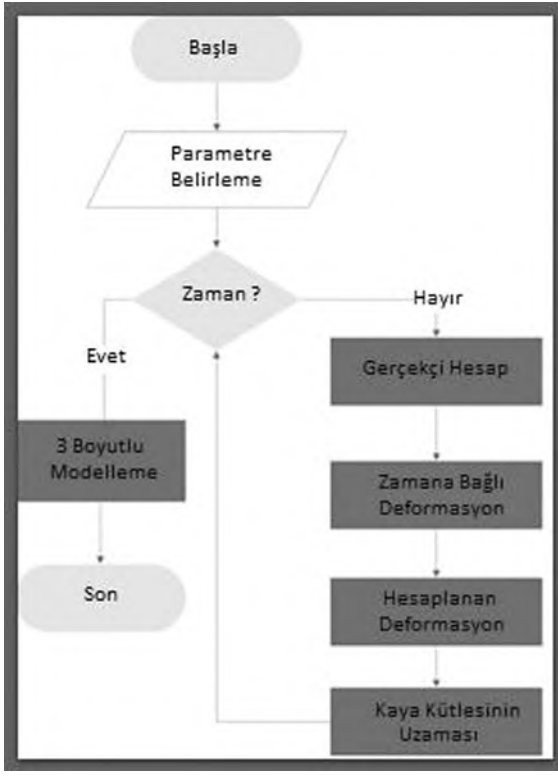
Deneylerden elde edilen verilerin analizleri ve matematiksel çalışmalar, kaya kütlelerinin deformasyon özelliklerini tanımlayabilecek yeni denklemlerin geliştirilebileceğini göstermiştir. Bu bağlamda Denklem 1, kaya kütlelerinin davranışını temsil etmek üzere geliştirilmiştir. Bu denklemin öngörülen performansı, laboratuvar ölçeğinde olmak kaydıyla yatay deformasyon için $R^2=0,9895$ ve düşey deformasyon için ise $R^2=0,9949$ olarak belirlenmiştir.

$$\varepsilon = a.F^b.t^c.(\sigma_{ci})^d \quad (1)$$

Bu denklemden; a,b,c ve d kayaç sabiti, ε deformasyon (yatay ve dikey), F yük (kN), t zaman (saat) ve σ_{ci} kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımıdır. a,b, ve d katsayıları çeşitli sabit yükler altında servo-kontrollü preslerde zamana bağlı deney sonuçlarından türetilmiştir. Zamana bağlı sayısal modelleme analizlerinde yük zamanla değişir. Bu denklem aynı zamanda kayacın sayısal modelleme evreleri sırasında maruz kaldığı yük için zamana bağlı davranışını da temsil edebilmektedir.

2.3 Sayısal Modelleme Programı

Araştırma kapsamında geliştirilen yazılım için "Intel Parallel Studio XE 2017 Intel® Visual Fortran Compiler" (2017) ortamı kullanılmıştır. Kod editörü olarak Geany (2018) kullanılmıştır. Kullanıcı tanımlı bir DLL (Dinamik Link Library) dosyası oluşturulup Plaxis 3D (2018) yazılımına aktarılmıştır. Programda deney sonuçları ile elde edilen sonuçlar parametre olarak alınmış ve zaman değişimine göre 3B kaya modellemesi yapılmıştır. Geliştirilen program Şekil 2’deki algoritma ile işlemini gerçekleştirmektedir. Zamana bağlı deformasyon algoritmasına göre, öncelikle parametreler alınır ve gerçekçi hesaplama işlemi başlatılır. Gerçekçi hesaplama adımlarında gerilme değeri hesaplanır. Gerilme hesaplamalarından elde edilen değer, buna karşılık gelen en yakın yük değerini, E_i ve poisson oranı değerlerini saptamak için kontrol edilir ve E_{mass} tahmini için bu elde edilen değerler kullanılır. Zamana bağlı deformasyonu bulmak için hacim modülü (K) ve kayma modülü (G), hesaplanan E_{mass} değeri kullanılarak elde edilir. Bu adımları takiben yatay ve düşey deformasyonlar hesaplanır ve model üzerindeki ilgili parametreye atanır. Aynı hesaplama süreci istenilen zamana ulaşılan dek devam eder.



Şekil 2. Sayısal modelleme program algoritması

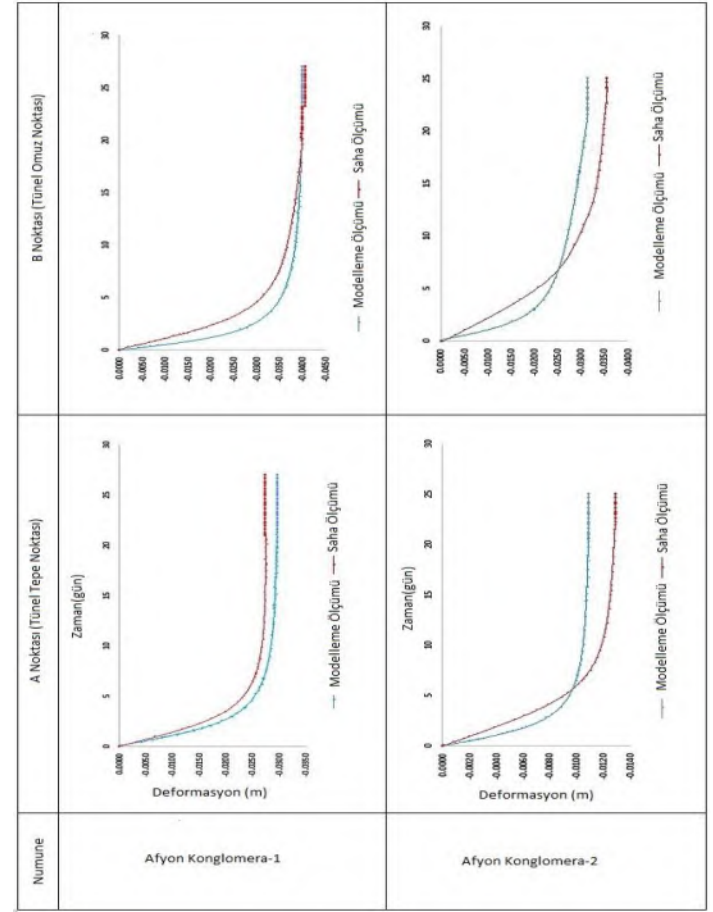
2.4 Saha ve Sayısal Modelleme Çalışmaları

Kayaçların deformasyon davranışlarının, laboratuvarda zamana bağlı sabit yükler altında yapılan deney sonuçları ve araştırma sırasında yapılan yazılım çalışmaları ile temsil edildiği bir denklem geliştirilmiştir. Bu formül sayısal modelleme yazılımına entegredir ve bu denklem kullanılarak 7 farklı projede 12 farklı tünel ve maden ocağı açıklığı araştırılmıştır. Her projenin ayrı kazı ve destek aşamaları vardır. Ölçüm istasyonları, kazının yapıldığı noktadaki düşey deformasyonları ölçmek üzere kurulmuş ve ölçümler 25 gün boyunca yürütülmüştür. Saha ölçümlerinde, ölçüm istasyonlarında kaydedilen deformasyonların 25 gün öncesinde durmuştur. Arazi çalışmasında yapılan her bir kazı ve tahkimat uygulamaları, tek tek modellere entegre edilmiştir. Sayısal modellerde Mohr-Cloumb yenilme kriteri kullanılabilir. Sahada alınan düşey deformasyon ölçümleri ile sayısal modellemeden elde edilen düşey deformasyon değerlerinin karşılaştırılmasının bir örneği Şekil 3'te verilmiştir. Arazi ölçümleri ve sayısal modellemeden elde

edilen

sonuçlar

benzerdir.



Şekil 3. Saha ölçümleri sonucu elde edilen deformasyon değerleri ile sayısal modelin sonuçlarının karşılaştırılması

Bu durumda, zamana ve yüke bağımlılığı dikkate alınarak geliştirilen yeni formülün performansının oldukça iyi olduğu görülmektedir.

3 YORUMLAR

Sayısal modelleme teknikleri, kaya kütlesi üzerindeki değişen yük ve karşılığında deformasyon miktarlarını belirlemek amacıyla gerilme-deformasyon analizini gerçekleştirmek için kullanılan yaygın bir araçtır. Laboratuvar çalışmaları, kaya malzemelerinin zamana ve yüke bağlı bir fonksiyonu olarak deformasyon davranışını anlamak için yürütülmektedir. Bu sayede, kaya kütlelerinin davranışını uzun vadede modelleyebileceğimiz bir denklem geliştirmek mümkündür. Metinde de belirtildiği gibi, bu denklemin korelasyon kat sayıları, kaya malzemesi için sırasıyla $R^2=0,9949$ ve $R^2=0,9895$ olarak bulunmuştur. Laboratuvar çalışmalarında, kayaların farklı yükler altında farklı E_i ve poisson oranlarına sahip olduğu tespit edilmiştir. Ampirik denklemler ile belirlenen E_{mass} değerleri, E_i değerleri değiştiği için farklılık gösterecektir.

Dolayısıyla, uygulanan farklı yükler için de farklı E_{mass} değerleri elde edilir. Farklı E_{mass} değerleri, kaya kütlesinin farklı yükler altında farklı deformasyon modülü değerleri almasına izin verir.

4 SONUÇ

Sayısal modelleme teknikleri son yıllarda kaya mekaniğinde çok yaygın olarak kullanılmaktadır. Kaya kütlesi ile ilgili parametreler sayısal modellerde çok önemli bir öneme sahiptir. Sayısal modelleme analizlerinin başarısı, bu parametrelerin kaya kütlesini gerçekten temsil etmek üzere ne kadar doğru seçileceğine bağlı olacaktır. Sayısal modellemenin amaçlarından biri de sahada gerçekleştirilen mühendislik işlemlerini adım adım analiz etmektir. Sayısal modelin başarısı da modelin uygulamaya doğru bir şekilde entegre edilmesiyle ilişkilidir. Kaya mühendislerinin de bildiği gibi, bir kaya kütlesinde, kazı başlatıldığında birincil gerilmeler değişecektir. Bu nedenle birincil gerilme durumu kazı ile birlikte ikincil gerilme durumuna hatta kaya kütlesine bağlı olarak üçüncül gerilmeye dönüşecektir. Kısacası gerilme hali, bir kazı varlığı ile değişir ve bu değişiklik zaman içinde oluşur. Kazı yapılan yer belirli bir süre değişken yüklerden etkilenir. Bu süreç kazının ilerleme hızına bağlıdır ve yükler genellikle açıklığın yaklaşık 2-3 katı olduğu mesafelerde dengelenir. Kaya kütlesi, bu aşamaya kadar farklı yüklere sürekli maruz kalır. Bu durumda, sayısal modellerde tek bir E_{mass} ve poisson oranı değeri kullanmak yerine çeşitli yükler altında farklı değerlerin kullanılması daha kesin sonuçlar verecektir. Bu araştırmanın temel amacı, kaya kütlelerinin bu özelliğini, farklı yükler altında farklı davranışlarla sayısal modelleme analizlerine entegre etmektir.

5 TEŞEKKÜR

Bu araştırma TÜBİTAK tarafından desteklenen 114M566 numaralı proje kapsamında gerçekleştirilmiştir. Yazarlar TÜBİTAK'a desteklerinden dolayı teşekkürlerini sunar.

KAYNAKLAR

Aksoy, C.O., Geniş, M., Aldas, G.G., Özacar, V., Ozer, S.C. and Yılmaz, Ö. (2012) 'A comparative study of the determination of rock mass deformation modulus by using different empirical approaches', Engineering Geology, Vols. 131–132, pp.19–28.

Andersson, J.A., Munier, R., Strom, A., Soderback, B., Almen, K.E., Olsson, L., 2004. When is there sufficient information from the site investigations? SKBReportR-04-23, Stockholm, Sweden, (www.skb.se).

Barla G, Tunneling Under Squeezing Rock Conditions, 1995.

Edelbro, C., Sjöberg, J., Nordlund, E., A quantitative comparison of strength criteria for hard rock masses. Tunnell. Undergr. Space Technol. (2006),22, 57-68.

Feng, X.T., and An, H., Hybrid intelligent method optimization of a soft rock replacement scheme for a large cavern excavated in alternate hard and soft rock strata, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, (41), 4, (2004), 655-667.

Feng, X.T., Hudson, J.A., Specifying the information required for rock mechanics modelling and rock engineering design. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences (2010), (47), pp: 179-194.

Feng, X.T., Hudson, J.A., The ways ahead for rock engineering design methodologies. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, (2004), 41(2), pp: 255-73.

<https://software.intel.com/en-us/intel-parallel-studio-xe>

<https://www.geany.org/>

Hudson, J.A., Feng, X.T., Updated flowcharts for rock mechanics modelling and rock engineering design. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, (2007), 44(2), pp:174–95.

Jing L. and Hudson J.A., Numerical Methods in Rock Mechanics, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 39; (2002), pp: 409–427.

Mazzoccola, D.F., Millar, D.L., Hudson, J.A., 1997. Information, uncertainty and decision making in site investigation for rock engineering. Geotech. Geol. Eng. 15(2), 145-80.

Palmstrom, A., Singh, R., The deformation modulus of rock masses-comparisons between in situ tests and indirect estimates. Tunnell. Undergr. Space Technol. 2001. 16, 115–131.

Palmstrom, A., Stille, H., Ground behaviour and rock engineering tools for underground excavations. Tunnell. Undergr. Space Technol. (2007),22, 363-76.

Palmström, A., 1995. RMI-a Rock Mass Characterization System For Rock Engineering Purposes. Ph.D. thesis. Univ. of Oslo, (www.rockmass.net).

[Plaxis Geotechnical Engineering Software, Tutorial, 2018.](#)

Particle swarm optimization approach for prediction of hard rock penetration rate in Azad dam of Iran

A. Aghajani bazzazi, A. Alianvari , S. Golmohammadi, S.Moradi, N.zandi

Mining Engineering Department, Faculty of Engineering, Kashan University, Kashan, Iran

ABSTRACT: Penetration rate of a tunnel in a rock environment is generally a key criteria for the successful accomplishment of a tunneling project. Various approaches for predicting penetration rate such as neural network, linear regression and nonlinear regression, etc. have been studied by some researchers. The aim of this research is the hard rock penetration rate prediction by particle swarm optimization technique (PSO). With regard to hard rock media of this case study (Azad dam of Iran), blasting method have been applied in the mentioned tunnel construction project. A database including RMR, Q(Barton Q-system), q (specific charge) and cross section parameters were selected. The results of this study showed that a new hybrid linear regression-PSO method is the proper technique so that correlation coefficient could be increased and while root-mean-square error could be decreased. Finally, the results showed that this model can predict tunneling prediction rate in easy way without complex computation in site.

Keywords : Penetration rate, Particle swarm Optimization (PSO), linear regression, Correlation coefficient, root-mean-square error

1. Introduction

The prediction of tunneling penetration rate in hard rocks is one of the complex and crucial tasks encountered frequently to excavate the tunnels. Estimating the tunneling penetration may reduce the risks related to safety and capital costs typical for excavation operation. Prediction of TBM performance requires the assessment of the penetration rate (ROP), the ratio of excavated distance to the operating time during continuous excavation phase and advance rate (AR), and the ratio of both mined and supported actual distance to the total time [1–3]. Developing the prediction models is one of the main tasks and it has been under progress since many years [2,4–12]. Besides these theoretical and empirical models, artificial neural networks (ANN) have been applied to predict the rate of penetration [13–15]. Furthermore fuzzy logic, genetic algorithms and ANNs have been utilized for establishing predictive models in hydrology, mining and civil engineering applications in recent years [15–22]. A majority of these models are generated based on the experience gained and the data compiled from the past tunneling projects.

The aim of this study is to predict the hard rock penetration rate by particle swarm optimization technique (PSO). To obtain the goal, the database

including rock mass rating (RMR) and Q of Rock mass, tunneling geometry specifications (Area) and blasting specification (specific charge) data, have been established by collecting the field data from completed hard rock tunnel in the Azad dam, Iran. Afterward, using the established dataset, the PSO model is developed for predicting the tunneling penetration in hard rock conditions.

2. Materials and methods

1.2 Particle swarm optimization

Kennedy and Eberhart [41] introduced particle swarm optimization (PSO) as a population-based algorithm. The cognitive and social behavior of swarm is the principal of the PSO. The PSO receives many advantages such as: (1) being a fast and easy algorithm to understand and implement and (2) needing little memory for computation and having few parameters to adjust in comparison with genetic algorithm. The PSO consists of a swarm of particles that search for the best position, including the best personal (P_{best}) and global (G_{best}) positions, based on its best solution [6, 42]. In other words, during each iteration, each particle moves in the direction of its best P_{best} and G_{best} positions. The position and velocity

of a particle during its moving process can be determined as follows:

$$V_{new} = w \cdot V + C_1 \cdot r_1(P_{best} - X) + C_2 \cdot r_2(G_{best} - X) \quad (1)$$

$$X_{new} = X + V_{new} \quad (2)$$

where C_1 and C_2 are two positive acceleration constants; V and X denote current velocity and position of particles, respectively, while V_{new} and X_{new} denote new velocity and position of particles, respectively; w denotes the inertial weight; and r_1 and r_2 denote the random numbers in $(0, 1)$. Learning more about the PSO can be found in many studies [43–49]. PSO has been successfully applied in several areas such as rock and geotechnical engineering. — Gordan et al. [48] developed a combination of PSO and ANN for predicting factor of safety (FOS). Their result demonstrated that the PSO can be used as a powerful algorithm to optimize the ANN. In another study, presented by Ghasemi et al. [50], it was also found that PSO is a reliable algorithm to design the ANFIS. Kalatehjari et al. [51] presented a new method for solving slope stability by PSO and concluded that the developed model is less restricted than the conventional methods. In other researches, Ghasemi [49] proposed linear PSO and quadratic PSO forms for approximating back break resulting from bench blasting. The results showed that quadratic form of PSO can perform better than the linear one.

3 Case study

3.1 Azad Pumped Storage Power Plant

The Azad pumped storage power plant (PSPP) project has designed to store hydraulic potentiality using pumping system under low load conditions of the power supply network and then generate electricity by turbine and generator under peak load conditions of the network. The Azad PSPP is composed of two reservoirs and a power plant. The lower reservoir is the Azad dam reservoir, and upper reservoir is made from an excavation at 1,900 m elevation. (fig.1)

3.2 Geology

The Azad power plant site is located in the Sanandaj–Sirjan formation with alternation of sandstone, schist, phyllite, and conglomerate (Fig.2).

In order to investigate the geological and hydrological conditions of the reservoir, six

exploratory boreholes have been drilled in different depths and permeability tests performed in all of them

The tailrace tunnel (Payab), in azad dam was studied in field to establish database to develop the PSO model for estimating the tunneling penetration. Tailrace tunnel was equipped with drill wagon and blasting methods to excavate around 660 meter long tunnel of 40 square meter area. The tunnel was constructed in 2017. The range of the rock strength in the mentioned sites is between 50 and 120 MPa. Drilling and blasting methods are used for excavating to use in construction purposes. In drilling process, the diameter of the blast holes and hole depth is 51 mm and 3.5 meter respectively,. In blasting process, emulite is used as the main explosive, with dynamite being used for the initiation. Also, the blast holes are stemmed with fine gravels

4 Prediction of tunneling penetration

In the present paper, MLR and PSO are used to develop a precise and acceptable equation to predict tunneling penetration induced by blasting. In order to develop the MLR and PSO, four effective parameters on the penetration including RMR, Q , q (specific charge) and area were adopted as inputs of the models, while penetration was set as output parameter

4.1 Prediction of penetration by MLR

The MLR is one of the most well-known methods to fit a linear equation between one or more independent parameters and one dependent parameter. This method is extensively developed to predict some problems in the fields of rock and geotechnical engineering [16, 28, 52, 53].

Generally, the MLR model can be formulated as follows:

$$Y = P_0 + P_1X_1 + \dots + P_nX_n \quad (3)$$

where X_i ($i=1, \dots, n$) and Y denote independent and dependent parameters, respectively. In addition, P_i ($i=0, 1, \dots, n$) denotes regression coefficients. Considering the established datasets, Eq. (4) was constructed by using SPSS v16 software [55]:

Table 1 : The range of used parameters in the present paper for predicting tunneling penetration

Parameter	Symbol	Unit	Min	Max
Rock mass rating	<i>RMR</i>	percentage	32	57
Tunneling Quality Index	<i>Q</i>		0.72	3.5
blasting specific charge	<i>q</i>	kg/m ³	0.5	4
Tunnel face area	<i>a</i>	m ²	36.7	54.53
Tunneling penetration	<i>Pr</i>	m	0.35	4.65

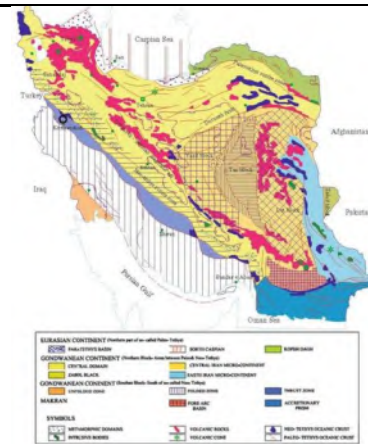
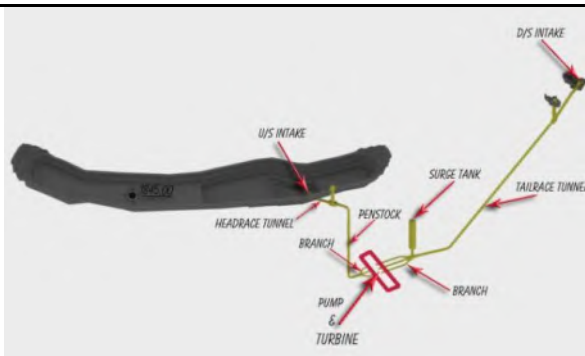


Fig.1.schematic layout of Azad PSPP structures

Fig.2. location of Azad PSPP at geological map of Iran(black circle)(Aghanabati,2004)

$$Pr = 2.84 + 0.051RMR - 0.39Q - 0.48q - 0.02a \quad (4)$$

where RMR, Q and q represent spacing, Rock Mass Rating and Q , respectively. q represents Specific charge in terms of kg/m³, and Pr is Tunneling penetration rate in terms of m.

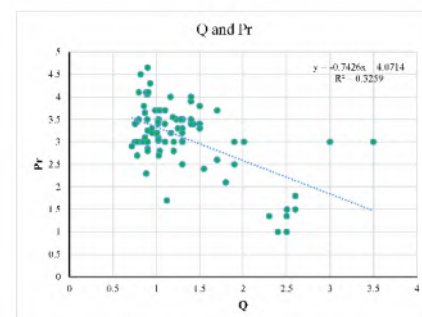
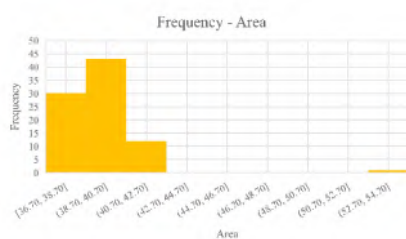
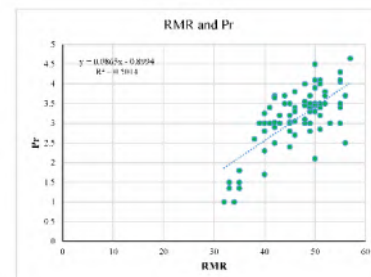
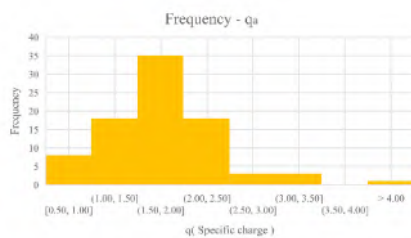
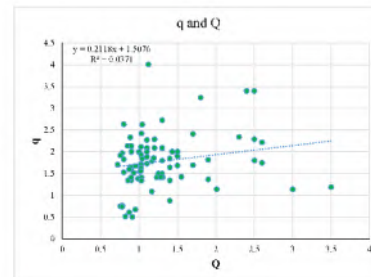
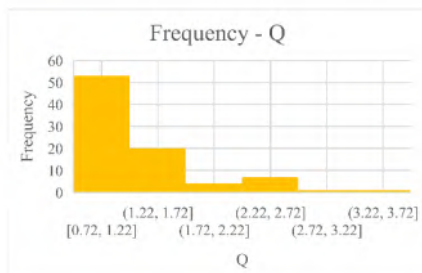
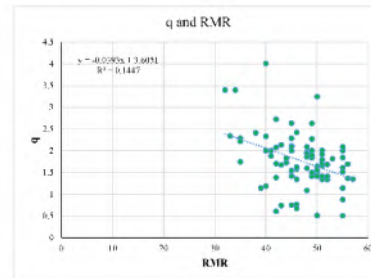
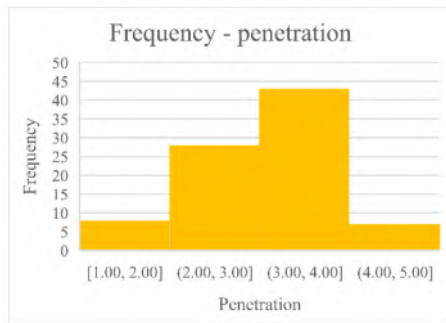
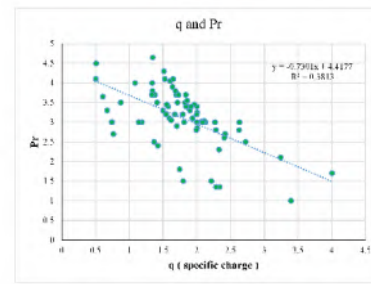
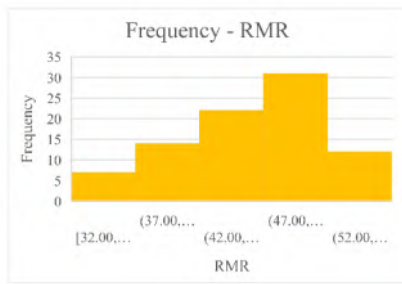


Fig.3. Frequency histogram of the measured parameters in the present research

Fig.4. relation between parameters

4.2 Prediction of penetration by PSO

In this section, development of PSO technique to develop a precise power equation for prediction of penetration is described. In PSO modeling, it is recommended that the values of input and output be normalized, in order to increase the ability of models in diagnosing relation among inputs and outputs. By using Eq. (5), the normalized datasets, in the range of zero and one, can be calculated. Number tables consecutively and locate them close to the first reference to them in the text. Avoid abbreviations in column headings. Indicate units in the line immediately below the heading. Explanations should be given at the foot of the table, not within the table itself. Use only horizontal lines; align all headings to the left of their column and start these

$$Dn = \frac{D - D_{min}}{D_{max} - D_{min}} \quad (5)$$

where D , D_{min} , D_{max} and D_n represent the actual, minimum, maximum and normalized values of the measured parameter, respectively. PSO is used to optimize the indices of the power equation. The general forms of power equation with four inputs, including RMR, Q , q and a , can be formulated as given in Eq. (6)

$$pr = \alpha_1 + \alpha_2 \cdot RMR + \alpha_3 \cdot Q + \alpha_4 \cdot q + \alpha_5 \cdot av \quad (6)$$

Where α_2 , α_3 , α_4 and α_5 are Coefficients and α_1 is the constant value of equation optimized by PSO. In the next step, considering the fitness function, presented in Eq. (7), the PSO searches the best coefficients in each iteration

$$f(v) = \sum_{n=1}^n (Pr_{measured} - Pr_{predicted})^2 \quad (7)$$

where $PR_{measured}$, $PR_{predicted}$ and n represent the measured and predicted penetration as well as number of cases, respectively. Theoretically, if $f(v) = 0$, the model will be excellent.

In PSO coding (where it is implemented in MATLAB software environment), the several parameters, i.e., number of particles and iterations, inertia weight, cognitive acceleration: C1 and social acceleration: C2, should be considered and the best of these values can be computed by using trial-and-error method. When that RMSE is in the minimum, the best values of the PSO parameters should be obtained. Table 2 summarizes the best values of the PSO parameters in the present paper

Table 2. The obtained values of the PSO parameters

Parameter	Value
Number of particles	1000
Number of iterations	50
Cognitive acceleration (C1)	1.3
Social acceleration (C2)	2.6
Inertia weight	0.9

5 Evaluation of the predictive models

In the present paper, two models, namely PSO and MLR, were used to predict penetration in azad dam sites, iran. In the PSO modeling, the optimum values of number of particles, number of iterations, C1, C2 and inertia weight were 50, 1000, 1.3, 2.6 and 0.9, respectively, using trial-and-error procedure. In order to measure the performance of the developed equations, three statistical functions, i.e., root-mean-square error (RMSE), coefficient of multiple determination (R^2), were used and computed. By using Eqs. (8)–(9), the presented statistical functions can be formulated. In order to measure the performance of the developed equations, three statistical functions, i.e., root-mean-square error (RMSE)

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \times \sum_{i=1}^n (Xi - Xp)^2} \quad (8)$$

$$R^2 = \frac{[\sum_{i=1}^n (Xi - Xmean)^2] - [\sum_{i=1}^n (Xi - Xp)^2]}{\sum_{i=1}^n (Xi - Xmean)^2} \quad (9)$$

where n denotes number of datasets; x_p and x_i represent the predicted and measured penetration values, respectively. Note that, the RMSE, equal to 0, indicate the best approximation. Table 3 gives the values of RMSE, R^2 for MLR and PSO models. The results summarized in Table 3 show that accuracy of the PSO model proposed in the paper is higher than that of MLR. Moreover, scatter plot comparing measured and predicted penetration values for the MLR and PSO is shown in Figs. 5 and 6. It is clear from Figs. 5 and 6 that the predicted penetration by PSO is closer to the measured Penetration in comparison with the MLR. As shown in Fig. 7, RMSE value reduce with irritation number

Table 3. The values of statistical functions for all predictive models

Parameter	R2	RMSE
MLR	0.73	0.37
PSO	0.83	0.13

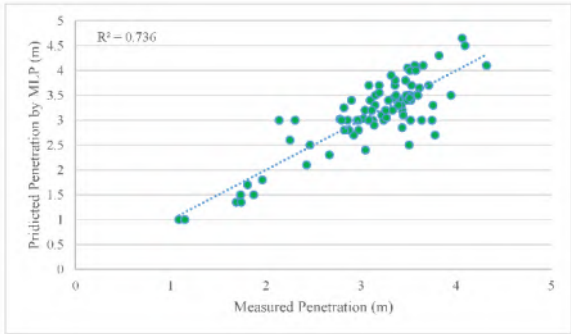


Fig. 5. The measured Penetration versus predicted Penetration by MLR

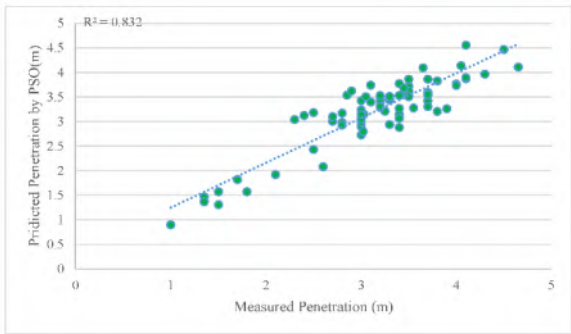


Fig. 6. The measured Penetration versus predicted penetration by PSO

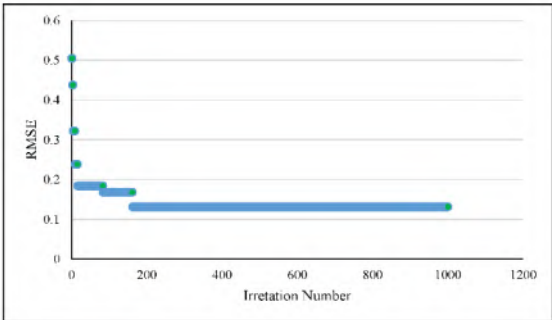


Fig. 7. RMSE value versus irritation

6 Sensitivity analysis

To assess the relative influence of the independent parameters on the dependent parameter, sensitivity analysis can be computed based on cosine amplitude method [56]. In the present study, RMR, Q, q and a were used as independent parameters, while Pr was used as dependent parameter. By using Eq. 10 cosine amplitude method can be formulated:

$$R_{ij} = \frac{\sum_{k=1}^n (X_{ik} * X_{jk})}{\sqrt{\sum_{k=1}^n (X_{ik})^2 * \sum_{k=1}^n (X_{jk})^2}} \quad (10)$$

where xi and xj represent independent and dependent parameters, respectively, and n is the number of datasets. Figure 7 shows the strengths of the relations between independent parameters and Penetration. Here, it is observed that (from Fig. 8) the RMR is the most influential parameter on the Pr.

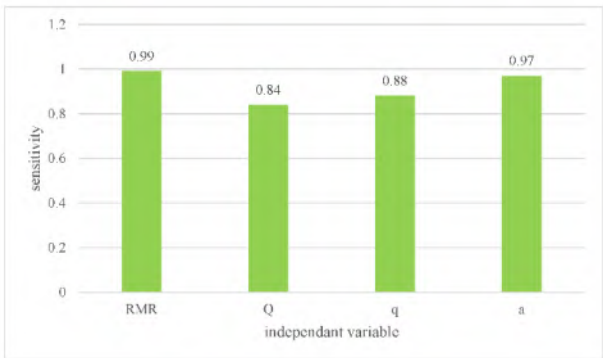


Fig. 8. Strengths of the relations between independent and dependent parameters

7 Conclusion

The primary objective of this paper is to develop a precise equation to estimate the Tunneling penetration resulting from blasting operated in Azad dam sites, iran. For this aim, PSO and MLR models were developed. In order to develop the mentioned models, 86 tunneling with blasting events in the studied sites were considered and the values of four influential parameters on the Tunneling penetration, including RMR, Q (barton Q-system), q (specific

charge) and a (area), were measured. Furthermore, the values of Tunneling penetration were measured in each tunnel blasting event. The performance predictions of the PSO and MLR were quantified in terms of RMSE statistical functions. Based on obtained results, the highest coefficient of multiple determination ($R^2 = 0.83$) was obtained by performing the PSO equation, while the MLR equation shows R^2 as 0.73. On the other hand, the lowest root mean- square error (RMSE = 0.13) was obtained by performing the PSO equation, while the MLR equation shows RMSE as 0.37. As a conclusion, the results show significant capability of the PSO equation compared to MLR equation in providing prediction models of blast-induced Tunneling penetration. Also, it was found that the PSO is a powerful tool to develop accurate equations in the field of Tunneling penetration prediction and can be used in other researches. Based on sensitivity analysis, it was also found that the RMR and Q, respectively, were the most and least effective parameters on the Tunneling penetration in this case study. Note that, the developed equations in the present research can be only used in the studied sites.

References

1. Singh TN, Verma AK (2010) Sensitivity of total charge and maximum charge per delay on ground vibration. *Geomat Nat Hazards Risk* 1(3):259–272
2. Verma AK, Singh TN (2009) A neuro-genetic approach for prediction of compressional wave velocity of rock and its sensitivity analysis. *Int J Earth Sci Eng* 2(2):81–94
3. Ghasemi E, Sari M, Ataei M (2012) Development of an empirical model for predicting the effects of controllable blasting parameters on flyrock distance in surface mines. *Int J Rock Mech Min Sci* 52:163–170
4. Verma AK, Singh TN (2013) Comparative study of cognitive systems for ground vibration measurements. *Neural Comput Appl* 22:341–1643
5. Monjezi M, Hasanipanah M, Khandelwal M (2013) Evaluation and prediction of blast-induced ground vibration at Shur River Dam, Iran, by artificial neural network. *Neural Comput Appl* 22:1637–1643
6. Monjezi M, Mehrdanesh A, Malek A, Khandelwal M (2013) Evaluation of effect of blast design parameters on flyrock using artificial neural networks. *Neural Comput Appl* 23:349–356
7. Dindarloo SR (2015) Peak particle velocity prediction using support vector machines: a surface blasting case study. *J S Afr Inst Min Metall* 115:637–643
8. Jahed Armaghani D, Hasanipanah M, Tonnizam Mohamad E (2015) A combination of the ICA-ANN model to predict airoverpressure resulting from blasting. *Eng Comput*. doi:10.1007/ s00366-015-0408-z
9. Hasanipanah M, Jahed Armaghani D, Khamesi H, Bakhshandeh Amnieh H, Ghoraba S (2015) Several non-linear models in estimating air-overpressure resulting from mine blasting. *Eng Comput*. doi:10.1007/s00366-015-0425-y
10. Hasanipanah M, Monjezi M, Shahnazar A, Jahed Armaghani D, Farazmand A (2015) Feasibility of indirect determination of blast induced ground vibration based on support vector machine. *Measurement* 75:289–297
11. Bhandari S (1997) *Engineering rock blasting operations*. Taylor & Francis, Boca Raton
12. Institute of Makers of Explosives (IME) (1997) *Glossary of commercial explosive industry terms*. Safety publication. Institute of Makers of Explosives, Washington DC, no 12, p 16
13. Bajpayee TS, Rehak TR, Mowrey GL, Ingram DK (2004) Blasting injuries in surface mining with emphasis on flyrock and blast area security. *J Saf Res* 35:47–57
14. Kecojevic V, Radomsky M (2005) Flyrock phenomena and area security in blasting-related accidents. *Saf Sci* 43:739–750
15. Roy PP (2005) *Rock blasting effects and operations*. Taylor & Francis, Boca Raton
16. Khandelwal M, Monjezi M (2013) Prediction of flyrock in open pit blasting operation using machine learning method. *Int J Min Sci Technol* 23:313–316
17. Raina AK, Murthy VMSR, Soni AK (2014) Flyrock in bench blasting: a comprehensive review. *Bull Eng Geol Environ*. doi:10.1007/s10064-014-0588-6
18. Fletcher LR, D'Andrea DV (1987) Reducing accident through improved blasting safety. USBM IC, 9135. In: *Proceedings of bureau of mines technology transfer SEM*. Chicago, pp 6–18
19. Mandal SK (1997) Causes of flyrock damages and its remedial measures. Course on: recent advances in blasting techniques in mining and construction projects, HRD-CMRI Dhanbad, pp 130–136
20. Adhikari GR (1999) Studies on flyrock at limestone quarries. *Rock Mech Rock Eng* 32:291–301
21. Lundborg N, Persson N, Ladegaard-Pedersen A, Holmberg R (1975) Keeping the lid on flyrock in open pit blasting. *Eng Min J* 176:95–100
22. Roth JA (1979) A model for the determination of flyrock range as a function of shot condition. US department of commerce. NTIS report no, PB81222358
23. Gupta RN (1980) Surface blasting and its impact on environment. In: Trivedy NJ, Singh BP (eds) *Impact of mining on environment*. Ashish Publishing House, New Delhi, pp 23–24
24. Trivedi R, Singh TN, Raina AK (2014) Prediction of blast induced flyrock in Indian limestone mines using neural networks. *J Rock Mech Geotech Eng* 6:447–454
25. Trivedi R, Singh TN, Gupta N (2015) Prediction of blast-induced flyrock in opencast mines using ANN and ANFIS. *Geotech Geol Eng*. Doi :10.1007/s10706-015-9869-5
26. Marto A, Hajihassani M, Jahed Armaghani D, Tonnizam Mohamad E, Makhtar AM (2014) A novel approach for blastinduced flyrock prediction based on imperialist competitive algorithm and artificial neural network. *Sci World J* 2014(5):643715

27. Jahed Armaghani D, Hajihassani M, Mohamad ET, Marto A, Noorani SA (2014) Blasting-induced flyrock and ground vibration prediction through an expert artificial neural network based on particle swarm optimization. *Arab J Geosci* 7:5383–5396
28. Rezaei M, Monjezi M, Yazdian Varjani A (2011) Development of a fuzzy model to predict flyrock in surface mining. *Saf Sci* 49:298–305
29. Singh TN, Verma AK, Sharma PK (2007) A neuro-genetic approach for prediction of time dependent deformational characteristic of rock and its sensitivity analysis. *Geotech Geol Eng* 25(4):395–407
30. Khandelwal M, Kankar PK (2011) Prediction of blast-induced air overpressure using support vector machine. *Arab J Geosci* 4:427–433
31. Singh TN, Verma AK (2012) Comparative analysis of intelligent algorithms to correlate strength and petrographic properties of some schistose rocks. *Eng Comput* 28:1–12
32. Ghasemi E, Ataei M, Shahriar K (2014) Prediction of global stability in room and pillar coal mines. *Nat Hazards* 72:405–422
33. Ghasemi E, Ataei M, Shahriar K (2014) An intelligent approach to predict pillar sizing in designing room and pillar coal mines. *Int J Rock Mech Min Sci* 65:86–95
34. Verma AK (2014) A comparative study of various empirical methods to estimate the factor of safety of coal pillars. *Am J Min Metall* 2:17–22
35. Hasanipanah M, Shahnazar A, Bakhshandeh Amnieh H, Jahed Armaghani D (2016) Prediction of air-overpressure caused by mine blasting using a new hybrid PSO–SVR model. *Eng Comput*. doi:10.1007/s00366-016-0453-2
36. Amiri M, Bakhshandeh Amnieh H, Hasanipanah M, Khanli LM (2016) A new combination of artificial neural network and K-nearest neighbors models to predict blast-induced ground vibration and air-overpressure. *Eng Comput*. doi:10.1007/s00366-016-0442-5
37. Hasanipanah M, Noorian-Bidgoli M, Jahed Armaghani D, Khamesi H (2016) Feasibility of PSO-ANN model for predicting surface settlement caused by tunneling. *Eng Comput*. doi:10.1007/s00366-016-0447-0
38. Ghasemi E, Amini H, Ataei M, Khalokakaei R (2014) Application of artificial intelligence techniques for predicting the flyrock distance caused by blasting operation. *Arab J Geosci* 7:193–202
39. Monjezi M, Khoshalan HA, Varjani AY (2012) Prediction of flyrock and backbreak in open pit blasting operation: a neurogenetic approach. *Arab J Geosci* 5:441–448
40. Jahed Armaghani D, Mohamad ET, Hajihassani M, Abad SANK, Marto A, Moghaddam MR (2015) Evaluation and prediction of flyrock resulting from blasting operations using empirical and computational methods. *Eng Comput*. doi:10.1007/s00366-015-0402-5
41. Kennedy J, Eberhart RC (1995) Particle swarm optimization. In : *Proceedings of IEEE international conference on neural networks*, Piscataway, pp 1942–1948
42. Abdi MJ, Giveki D (2013) Automatic detection of erythematosquamous diseases using PSO–SVM based on association rules. *Eng Appl Artif Intel* 26:603–608
43. Eberhart RC, Shi Y (2001) Particle swarm optimization: developments, applications and resources. In: *Proceedings of IEEE international conference on evolutionary computation*, pp 81–86
44. Zhang JR, Zhang J, Lok TM, Lyu MR (2007) A hybrid particle swarm optimization—back-propagation algorithm for feedforward neural network training. *Appl Math Comput* 185(2):1026–1037
45. Yagiz S, Karahan H (2011) Prediction of hard rock TBM penetration rate using particle swarm optimization. *Int J Rock Mech Min Sci* 48:427–433
46. Babanouri N, Karimi Nasab S, Sarafrazi S (2013) A hybrid particle swarm optimization and multi-layer perceptron algorithm for bivariate fractal analysis of rock fractures roughness. *Int J Rock Mech Min Sci* 60:66–74
47. Momeni E, Jahed Armaghani D, Hajihassani M, Amin MFM (2015) Prediction of uniaxial compressive strength of rock samples using hybrid particle swarm optimization-based artificial neural networks. *Measurement* 60:50–63
48. Gordan B, Jahed Armaghani D, Hajihassani M, Monjezi M (2015) Prediction of seismic slope stability through combination of particle swarm optimization and neural network. *Eng Comput*. doi:10.1007/s00366-015-0400-7
49. Ghasemi E (2016) Particle swarm optimization approach for forecasting backbreak induced by bench blasting. *Neural Comput Appl*. doi:10.1007/s00521-016-2182-2
50. Ghasemi E, Kalhori H, Bagherpour R (2016) A new hybrid ANFIS–PSO model for prediction of peak particle velocity due to bench blasting. *Eng Comput*. Doi :10.1007/s00366-016-0438-121
51. Kalatehjari R, Ali N, Kholghifard M, Hajihassani M (2014) The effects of method of generating circular slip surfaces on determining the critical slip surface by particle swarm optimization. *Arab J Geosci* 7(4):1529–1539
52. Liang M, Tonnizam Mohamad E, Shirani Faradonbeh R, Jahed Armaghani D, Ghoraba S (2016) Rock strength assessment based on regression tree technique. *Eng Comput*. doi:10.1007/s00366-015-0429-7
53. Verma AK, Sirvaiya A (2016) Intelligent prediction of Langmuir isotherms of Gondwana coals in India. *J Pet Explor Prod Technol* 6:135–143
54. Esmaeili M, Osanloo M, Rashidinejad F, Aghajani Bazzazi A, Taji M (2014) Multiple regression, ANN and ANFIS models for prediction of backbreak in the open pit blasting. *Eng Comput* 30:549–558
55. SPSS Inc. (2007) SPSS for windows (version 16.0). SPSS Inc., Chicago
56. Yang Y, Zang O (1997) A hierarchical analysis for rock engineering using artificial neural networks. *Rock Mech Rock Eng* 30:207–222

Bir bakır madeni artıklarının dayanım özelliklerinin belirlenmesi

Determination of strength properties of copper mine tailings

A, Başçetin¹, H, Eker², S, Tüylü¹ & D, Adıgüzel¹

¹ İstanbul Üniversitesi Maden Mühendisliği, Avcılar/İstanbul

² Gümüşhane Üniversitesi Maden Mühendisliği, Gümüşhane

ÖZET: Günümüzde ekonomik sınır tenör değerinin düşmesi sonucu maden artık miktarıda önemli oranda artmıştır, Bu artıkların bertaraf edilmesi konusunda birçok zorluk oluşmaktadır, Maden artıkları, maden cevherinden değerli madenler çıkarıldıktan sonra kalan ince taneli (1-600 µm) toprak kayadan çözülmüş cevher (metaller) ve cevher işleme reaktiflerini içeren ilgili proses suyundan oluşmaktadır, Bu artıkların atmosferik koşullar altında, özellikle rüzgar gibi doğal dış etkenler tarafından dağılması ve yağmur suyu ile taşınarak çevresine çok büyük zararlar verebilmektedir, Dolayısıyla maden artıklarının bertarafı ilgili daha güvenilir bir yer altı yönteminin gerekliliği ortaya çıkmaktadır, Bu yöntemlerden biri olan “macun dolgu teknolojisi” tesis artıklarının yer altı üretim boşluklarında emniyetli bir şekilde depolanmasına olanak sağlamaktadır, Bu çalışmada bir bakır yer altı madeninden alınan proses artıkları, pülpün katı ağırlığının %3-5-7 oranlarında çimento ile karıştırılarak Çimentolu Macun Dolgu (ÇMD) yapımında kullanılmıştır, ÇMD numunelerinin 3, 7, 14, 28, 56 ve 90 günlük kür süreleri sonunda Tek Eksenli Basınç Dayanımı (TEBD) ve Ultrasonik P- Dalga Hızı (Pundit) deneyleri gerçekleştirilmiştir, Sonuç olarak %5 ve %7 bağlayıcı oranlarındaki ÇMD numunelerinin dayanımı 1 MPa’ın üzerinde çıkmış ancak tavan tahkimatı için bu çimento oranlarının yeterli olmadığı anlaşılmıştır,

ABSTRACT: Today, amount of mine tailings has increased significantly as a result of decrease in the value of the economic cut off grade, There are many difficulties in disposal of these tailings, Mining tailings consist of fine-grained (1-600 µm) mantle rock dissolved metals remaining after the extraction of precious metal ores from the mine and containing reagents of ore processing process water, Under atmospheric conditions, these tailings can be very harmful when they are scattered by natural external factors especially such as wind, and transported by rain water, Therefore, a more reliable underground method of disposal of mine tailing is required, One of these methods, "paste fill technology", allows plant tailings to be safely stored in underground production stopes, In this study, received process tailings from a copper underground mine were used in the construction of Cementitious Paste Backfill (CPB) by mixing 3-5-7% of the solids content of the pellet with cement, The uniaxial compressive strength (UCS) and Ultrasonic P-Wave Velocities tests were performed at 7, 14, 28, 56 and 90 days curing periods of cement paste backfill (CPB) samples, As a result, the strength of CPB samples with 5% and 7% binder ratios exceeded 1 MPa, but it was understood that these cement ratios were not sufficient for roof support,

*Sorumlu yazar (Corresponding author): Hasan EKER, hasaneker@gumushane.edu.tr

1 GİRİŞ

Madencilik endüstrisinde son beş yıla kadar yaklaşık 1150 milyon ton ağır metal (bakır, kurşun, kobalt, çinko, kadmiyum ve krom) ve dünya çapında yılda 5-7 milyar ton arasında değişen maden artıkları madenlerden çıkartılmıştır (Lu ve Wang, 2012; Mudd ve Boger, 2013). Maden artıkları, maden cevherinden değerli minerallerin kazanılmasından sonra geriye kalan ince taneli (1-600 µm) malzemeler ile cevher işleme reaktiflerini içeren ilgili proses suyundan oluşmaktadır (Edraki ve diğ., 2014). Artıkların bertarafı, kirleticiler metal elementlerinin tutulması ve ortaya çıkan

malzemenin hacminin büyük olması nedeniyle bir zorluk teşkil etmektedir, Artıklardaki toz boyutundaki parçacıklar atmosferik koşulların etkisiyle yayılabilir ve bunun yanı sıra yağmurla çözünebilen ağır metaller ya da zehirli elementler sızıntı suları ile yer altı sularına taşınmakta ve bunun sonucu olarak hidrojeolojik ortamlar kirlenebilmektedir (Smuda ve diğ., 2007; Poisson ve diğ., 2009; Wang ve diğ., 2013b). Geçtiğimiz on yılda benzeri görülmemiş oranlarda madencilik ve maden çıkarma işlevi ile ilgili kir, toz, baraj duvarında yenilmeler veya doğrudan artıklar yoluyla kirleticilerin geri dönüşü olmayan sonuçları çevresel konulardaki endişeleri giderek arttırmaktadır, Ayrıca küresel iklim değişikliği ile

bağlantılı olarak yer altı su kaynaklarının azalması, aşırı hava değişim olaylarının yaşanması maden artık yönetiminde bu risklerin yeniden ele alınarak değerlendirilmesini gerekli kılmaktadır.

Geleneksel artık bertaraf yöntemlerini içeren mevcut teknolojilerin güvenli olmayan birçok artık barajını miras bırakması, halkın artan ilgi ve baskısı, global ve ulusal ölçekte artan sıkı yasal düzenlemeler, maden artıklarının yönetiminde yeni açılımları zorunlu kılmıştır (Karapınar, 2009). Bu kapsamda dünyada giderek yaygınlaşan “macun dolgu teknolojisi” tesis artıklarının yer altı üretim boşluklarında emniyetli bir şekilde depolanmasına olanak sağlamaktadır (Erçikdi vd., 2012). Bu gelişme, maden artıklarının bertarafı konusunda sektöre hem işletme hem çevresel, hem de yasal mevzuatın uygulanması açısından birçok faydalar sağlamıştır (Karapınar, 2009).

Macun dolgu teknolojisi diğer bir ifadeyle ÇMD malzemesi, %75-85 pülp te katı oranındaki (PKO) tesis atığının (<20 µm malzeme miktarı en az %15 olan) %3-9 bağlayıcı (çimento ve puzolan malzemeler) ve pompalanabilir kıvamda olması için yeterli su (proses suyu, musluk ve göl suyu) ile karışımı olarak tanımlanmaktadır (Kesimal vd, 2003; Erçikdi vd, 2013; Yılmaz vd., 2017; Yılmaz ve Guresci, 2017).

Bu çalışmada bir yer altı bakır işletmesinden alınan artıklarla oluşturulan çimentolu macun dolgu numuneleri 3, 7, 14, 28, 56 ve 90 günlük kür sürelerine göre TEBD ve Pundit deneylerine göre incelenmiştir. Yapılan bu deneyler arasındaki ilişki grafiksel olarak ortaya konulmuştur.

2 MALZEME VE YÖNTEM

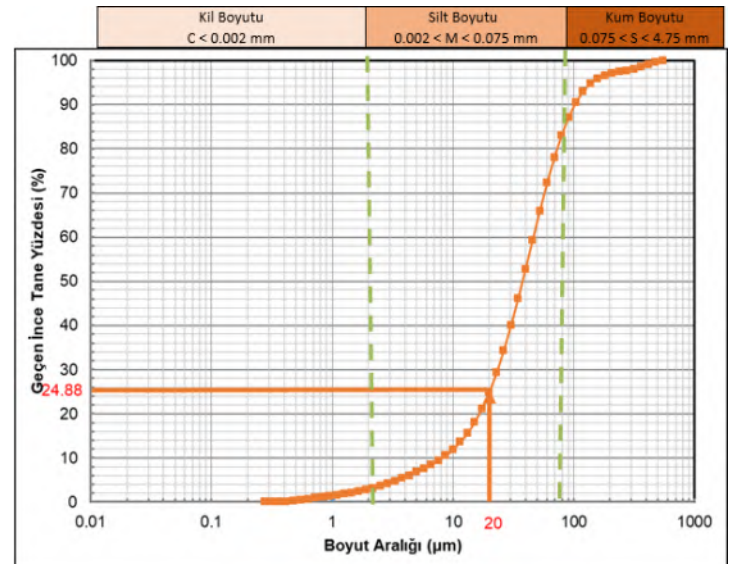
2,1 Malzeme

Artık malzeme, macun dolgu tesisinde yer alan vakumlu disk filtre çıkışındaki bant konveyör üzerinden alınmış ve 500 kg kapasiteli varillere doldurularak İstanbul Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölüm laboratuvarına getirilmiştir. Deneysel çalışmalarda bağlayıcı olarak Portland çimentosu CEM I 42,5 kullanılmıştır,

2,1,1 Artık malzemesinin fiziksel ve jeokimyasal özellikleri

Helyum piknometresi ile malzemenin yoğunluğu 3,61 g/cm³ olarak bulunmuştur. Ayrıca Malvern Mastersizer 2000 Parçacık Boyut Analiz cihazıyla atığın tane boyut dağılımı belirlenmiştir (Şekil 1), Buna göre artığın tane boyut dağılım aralığı 0,417 µm ile 630,957 µm olarak değişmektedir, Macun karışımlarının tane boyut

dağılımlarında istenen 20 µm'dan daha ince tane oranı en az %15 olması gerekliliği; Brzezinski, (2001); Grabinsky ve diğ., (2004); Dechamps ve diğ., (2008 ve 2011); Erçikdi ve diğ., (2013) Başçetin ve diğ., (2013; 2014 ve 2015) çalışmalarda belirtilmiştir, Numuneler üzerinde yapılan tane boyut dağılımı analizinde bu değer %24,88 olarak belirlenmiştir, Artık malzemenin ağırlıkça %15-35'i < 20 µm arasında olduğundan iri boyutlu macun dolgu malzemesi sınıfına girmektedir ve bu tür artıklar ağırlıkça %60-90'ı < 20 µm malzeme içeren ince boyutlu macun dolgu malzemesine göre daha iyi dayanımlı dolgu üretmektedir (Landriault, 1995; Kesimal vd, 2003; Fall vd., 2005), Ayrıca artık malzemesinin tane boyut dağılımı TS 1500 standardına göre %2'i kil, %80'i silt ve geriye kalan %18'lik kısmı ince kum boyutlarından oluştuğu görülmektedir,



Şekil 1: Bakır madeni proses artığı tane boyut dağılımı,

XRD analizi ile artık malzemesinin mineralojik analizine göre, öncelikli olarak kalsit (CaCO₃) ve kuvars (SiO₂) daha sonra ise sırasıyla pirit (FeS₂), kamosit (Demir Silikat, (Fe²⁺, Mg, Fe³⁺)₅Al(Si₃Al)O₁₀(OH,O)₈), jips (CaSO₄·2H₂O), hematit (α-Fe₂O₃), manyetit (Fe₃O₄) ve siderit (Fe²⁺CO₃) minerallerinin artığın içerisinde yer aldıkları belirlenmiştir (Çizelge 1),

Artık malzemesinin ICP-MS cihazı ile yapılan kimyasal analiz sonuçları Çizelge 2'de verilmiştir, Bu sonuçlara göre artık malzeme içerisinde en fazla %54,28 değeri ile hematit minerali bulunmaktadır, Demirin ağırlıklı olarak piritten, kamosit, hematit ve sideritten geldiği ifade düşünülmektedir, Kuvars (SiO₂) ise, katı artığın içerdiği en yüksek değerlerden biri (%12,26) olarak gözükmemektedir,

Çizelge 1: Artığın mineralojik bileşimi

Mineral	Formül	%
Kalsit	CaCO ₃	3,3
Kamosit		
(Demir Silikat)	(Fe ²⁺ ,Mg,Fe ³⁺) ₅ Al(Si ₃ Al)O ₁₀ (OH,O) ₈	10,7
Jips	CaSO ₄ ·2H ₂ O	1,1
Hematit	α-Fe ₂ O ₃	3,3
Manyetit	Fe ₃ O ₄	1,0
Pirit	FeS ₂	67,8
Kuvars	SiO ₂	8,2
Siderit	Fe ²⁺ CO ₃	4,6

Çizelge 2: Küre proses artığının kimyasal bileşimi (%),

SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	MgO	CaO	Na ₂ O
12,26	4,08	54,28	2,33	1,76	0,03
K ₂ O	TiO ₂	P ₂ O ₅	MnO	Cr ₂ O ₃	
0,09	0,25	<0,01	0,03	0,018	

2,1,2 Bağlayıcı malzeme özellikleri

Macun dolgu karışımlarının hazırlanmasında Akçansa Büyükçekmece çimento fabrikasından temin edilen normal Portland çimentosu (CEM I 42,5) kullanılmıştır, Çizelge 3'te fiziksel, kimyasal ve mineralojik özellikleri verilmiştir,

Çizelge 3: Kullanılan çimentonun kimyasal, fiziksel ve mineralojik özellikleri

Kimyasal Bileşim		Fiziksel Özellikler	
SiO ₂	19,13	Özgül Ağırlık (g/cm ³)	3,14
Al ₂ O ₃	4,71	Özgül Yüzey (cm ² /g)	3640
Fe ₂ O ₃	3,28	Mineralojik Bileşim	
MgO	1,29	C ₃ S	63,42
SO ₃	3,49	C ₂ S	6,84
CaO	64,07	C ₃ A	6,87
Na ₂ O	0,25	C ₄ AF	9,90
K ₂ O	0,86	LSF	1,01
Serbest CaO	1,65	Mineral Katkı İçeriği (%)	-
Kızdırma Kaybı	2,09		
Toplam	100,00		

2.2 Yöntem

Küreden getirilen bakır atığı ile ağırlıkça %3, %5 ve %7 oranlarında bağlayıcı olarak çimentonun (CEM I 42,5) ve musluk suyunun karıştırılmasıyla macun dolgu numuneleri hazırlanmıştır, Macun dolgunun homojen bir karışım oluşturması mikser (Şekil 2) vasıtasıyla 7 dk karıştırılarak sağlanmıştır,

**Şekil 2:** Çimentolu macun dolgu karışımının hazırlanıldığı mikser

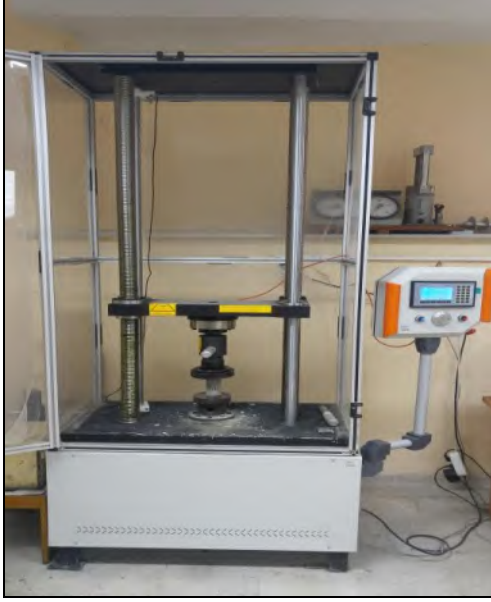
Hazırlanan macun dolgu karışımları 18 cm çökme (slump) ve %80 katı oranı değerine göre hazırlanmıştır, Macun dolgu karışımları 5 cm çapında ve 10 cm yüksekliğindeki drenajlı (alt kısmında 4 adet delik bulunan) silindirik numune kalıplarına dökülmüş ve en az % 80 nem oranında ve 20 °C sıcaklığa ayarlanan kür kabini (Şekil 3) belirlenen kür sürelerinde (3, 7, 14, 28, 56 ve 90 gün) bekletilmiştir,

**Şekil 3:** Kür kabini

2,2,1 Tek Eksenli Basınç Dayanımı Deneyleri

Tek eksenli basınç dayanımı deneyi de 100×50 mm boyutlarında hazırlanan silindirik macun dolgu

numuneleri üzerinde ASTM C 39 standartına uygun olarak gerçekleştirilmiştir. Belirlenen kür sürelerine ulaşan numuneler 50 kN yükleme kapasitesine sahip 0,5 mm/dk sabit yükleme hızında otomatik kontrollü preste (Şekil 4) kırılarak dayanım değerleri her bir çimento oranı (% 3-5-7) için 3, 7, 14, 28, 56 ve 90 günlük kür sürelerinde bulunmuştur.



Şekil 4: Tek eksenli basma dayanımı ölçüm cihazı

Silindirik macun dolgu numunelerinin boy/çap oranı 2 olup, numunelerin alt ve üst yüzeyleri deney öncesi düzeltilmiştir. Her bir kür süresi için 3 adet numune deneyde test edilmiş olup, elde edilen değerlerin ortalaması sonuç olarak alınmıştır.

2,2,2 Ultrasonik Dalga Hızı Deneyleri

Ultrasonik test cihazının kullanılmasıyla, numunenin içerisine gönderilen P dalgalarının betonun / macun dolgunun bir yüzeyinden diğerine geçme süresi ölçülmekte, dalga hızı hesaplanmaktadır.

Yılmaz (2013); Erçikdi vd, (2014); Yılmaz vd, (2014); Yılmaz ve Erçikdi, (2016) yaptığı çalışmalarda macun dolgunun dayanım özelliğinin tek eksenli basınç dayanımı yöntemi yerine tahribatsız, ucuz, daha kısa sürede ve kolay bir şekil de ultrasonik dalga hızı yöntemiyle belirlenebileceğini ortaya koymuşlardır.

Ultrasonik P-Dalga Hızı (Pundit) Deneyleri; ASTM C 597 standartına uygun olarak 0,1 μ s hassaslıkta sinyal süresine ve 54 kHz sinyal frekansına sahip transdüserler (jeofonlar)

yardımıyla proceq-tico marka test cihazıyla gerçekleştirilmiştir (Şekil 5).



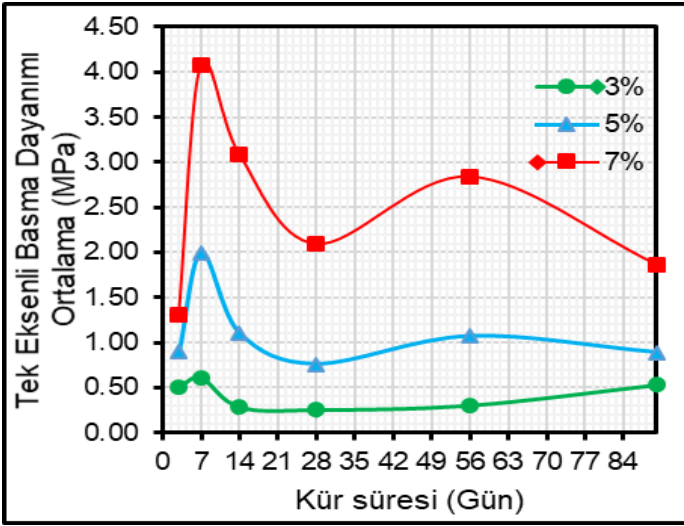
Şekil 5: Ultrasonik dalga hızı ölçüm cihazı,

Her bir çimento oranı (% 3-5-7) için 3, 7, 14, 28, 56 ve 90 günlük kür süresinde 54 adet silindirik (100x50 mm) macun dolgu numunesi hazırlanmıştır. Her bir kür süresi için 3 adet numune deneyde test edilmiş olup, sonuçlar elde edilen değerlerin ortalaması olarak alınmıştır. Deney öncesinde numunelerin alt ve üst yüzeylerinin pürüzlülüğü düzeltilmiş ve boyları 0,1 mm hassaslıkta elektronik kumpas ile ölçülmüştür. Bu değerler cihaza uzunluk olarak girilmiştir. Transdüserler ile numune alt ve üst yüzeyleri arasında düzgün bağlantı kurmak için her iki yüzeylere de jel sürülmüştür. Cihazdan elde edilen en düşük geçiş süresine bağlı olarak Ultrasonik P-dalga hızı değerleri elde edilmiştir,

3 BULGULAR VE TARTIŞMA

3,1 Tek Eksenli Basma Dayanım Deneyleri

Ağırlıkça % 3-5-7 bağlayıcı oranlarına sahip 3, 7, 14, 28, 56 ve 90 günlük kür süreleri sonunda TEBD değerleri elde edilmiştir (Şekil 6),



Şekil 6: Ağırılıkça %3-5-7 bağlayıcı oranlarına göre tek eksenli basma dayanımı,

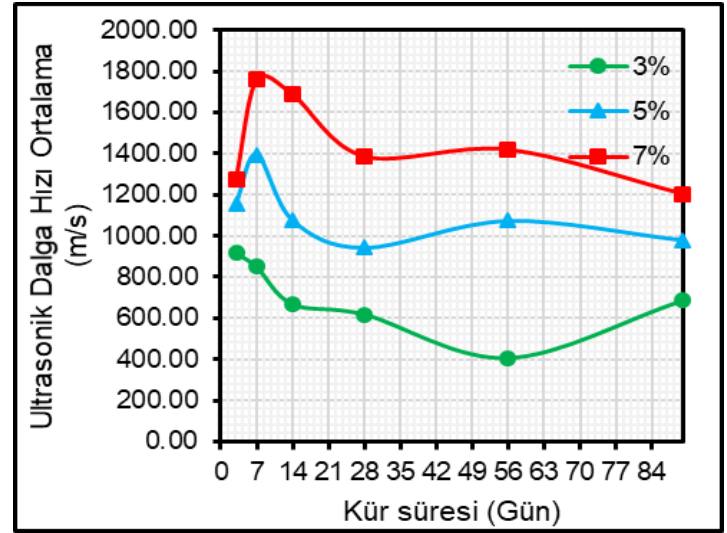
Şekil 6'ya göre; % 7 bağlayıcı oranı en yüksek dayanımın elde edildiği değerdir, Brackebusch, (1994) çalışmasına göre macun dolgu numunelerinde 28 günlük kütür süresinde 0,7- 2 MPa arasında dayanım üretmesi gerektiği belirtilmiştir, Buna göre %5-7 bağlayıcı oranlarında hazırlanan karışımların bu aralığı sağladığı görülmektedir, Bütün bağlayıcı oranlarında 7 günlük dayanıma kadar yükseliş gözlemlenirken, 90 günlük kütür süresine kadar düşüş gerçekleşmiştir,

Yer altı boşluklarında macun dolgu uygulamalarında ara katlı dolgu için 28 günde en az 1 MPa, serbest durma ya da tavanı tutma özelliği için ise en az 4 MPa dayanımı sağlaması beklenmektedir (Fall vd., 2005), Buna göre sadece % 7 bağlayıcı oranı için uygun olduğu görülmektedir.

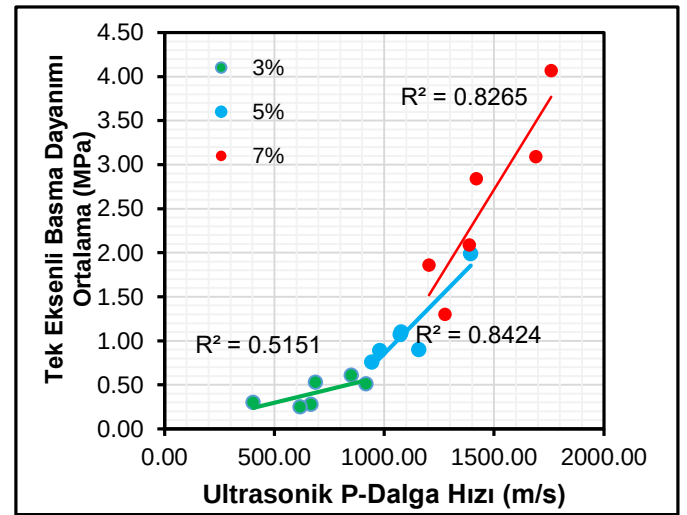
3,2 Ultrasonik Dalga Hızı Deneyleri

Hazırlanan macun dolgu numunelerinin belirli bağlayıcı oranlarına (ağırlıkça % 3-5-7 bağlayıcı oranlarına sahip) göre 3, 7, 14, 28, 56 ve 90 günlük kütür süreleri sonunda Pundit değerleri Şekil 7'de verilmiştir.

Şekil 7'deki grafiğe göre, özellikle %5 ve %7 çimento katkılı malzemelerde ilk 7 günlük pundit değerlerinin hızlı bir şekilde arttığı ve 7, günden sonra giderek azaldığı görülmektedir, Dolayısıyla ÇMD karışımında kullanılan bağlayıcı miktarının istenilen orta ve uzun dönemdeki dayanım için yeterli olmadığı anlaşılmaktadır, Ayrıca bu çalışmada gerçekleştirilen tek eksenli basınç dayanımı (TEBD) ile ultrasonik P-dalga hızı (Pundit) deneylerinin değerleri arasında regresyon analizi yapılmıştır ve Şekil 8'de verilmiştir.



Şekil 7: Ağırılıkça %3-5-7 bağlayıcı oranlarına göre Ultrasonik P-dalga hızı



Şekil 8: Tek eksenli basınç dayanımı ile ultrasonik P-dalga hızı arasındaki ilişki,

Buna göre, %3, 5 ve 7 çimento oranlarının R^2 değerleri sırasıyla 0,51, 0,84 ve 0,82'dir, <0,5 MPa dayanıma sahip numunelerin UPV değeri en fazla 670 m/s, 0,5- 1 MPa arasındaki UPV değerleri 685- 1160 m/s arasında ve >1 MPa tek eksenli basınç dayanımı değerlerinin >1075 m/s olduğu görülmektedir.

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada bir bakır madeninden alınan artık ile oluşturulan çimentolu macun dolgu numunelerinin 7, 14, 28, 56 ve 90 günlük kütür süreleri sonunda TEBD ve Pundit deneyleri gerçekleştirilmiştir. Literatürde yapılan çalışmalara ve elde edilen sonuçlara göre bakır artıklarından hazırlanan macun dolgu numunelerinin %5 ve %7 bağlayıcı oranlarında tek eksenli basınç değerleri ≥ 1 MPa değerlerini sağladığı görülmektedir, Ancak ÇMD

malzemelerinin orta ve uzun dönemde tavan tahkimatı amacıyla kullanılması durumunda %7'den fazla bağlayıcı oranlarına göre bu konuda çalışmalar yapılması gerekmektedir. %5 ve %7 çimento katkılı ÇMD malzemelerinde, Pundit ve TEBD deney sonuçları arasında elde edilen R^2 değerlerine göre %80'in üzerinde doğrusal bir ilişki kurulmuş, buna karşın %3 çimento katkılı ÇMD malzemesinde ise düşük bir korelasyon ilişkisi olduğu görülmüştür. Bu kapsamda özellikle ÇMD olarak kullanılan artıkların üretim noktalarına göre bazı fiziksel ve kimyasal özelliklerinde farklılıklar oluşabildiği için araştırmaların ilgili konularda devam etmesinde fayda olduğu düşünülmektedir,

KAYNAKLAR

- 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, 2017, Standard test method for compressive strength of cylindrical concrete specimens, Annual Book of ASTM Standards, American Society of Testing Material,
- Başçetin A., Tuylu S., Adiguzel D., Akkaya U., Binen I.S., 2013, "Investigation Of Suitability Of Pb-Zn Mine Tailings For Surface Paste Disposal", 23rd World Mining Congress, Montreal, CANADA, 11-15 August 2013, pp, Paper301,
- Başçetin A., Tuylu S., Adiguzel D., Akkaya, U.G., 2014, "The Study Of Surface Paste Disposal Technology For Pb-Zn Mine Tailings", SME Annual Meeting, Preprint 14-020, Feb, 23 - 26, 2014, Salt Lake City, UT-USA,
- Başçetin A., Özdemir O., Tüylü S., Adigüzel D., Akkaya U.G., 2015, "Maden Proses Artıklarının Macun Teknolojisi Kullanılarak Yerüstünde Depolanması", MT Bilimsel Yer Altı Kaynakları Dergisi, ss,33-49,
- Brackebusch FW (1994) Basics of paste backfill systems, Miner Eng 46(10):1175–1178
- Brzezinski, L.S., 2001, "Surface disposal of thickened tailings", Mining Environmental Management, A Mining Journal, London, U.K, Publication, Vol,9 No,5, September, 2001 pages 7-12,
- Edraki, M., Edraki, M., Baumgartl, T., Manlapig, E., Bradshaw, D., Franks, D. M., Moran, C. J., 2014, Designing mine tailings for better environmental, social and economic outcomes: a review of alternative approaches, Journal of Cleaner Production, 84, 411-420,
- Ercikdi B, Cihangir F., Kesimal A., Deveci H., 2012, Tesis Artıklarının Yönetiminde macun dolgu teknolojisi, Madencilik Türkiye, 70-75,
- Ercikdi B, Baki H, İzki M (2013) Effect of desliming of sulphide-rich mill tailings on the long-term strength of cemented paste backfill, J Environ Manage 115:5–13
- Ercikdi B, Yılmaz T, Külekçi G (2014) Strength and ultrasonic properties of cemented paste backfill, Ultrasonics 54:195–204
- Deschamps, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., Aubertin, M., & Belem, T., 2008, "Microstructural and geochemical evolution of paste tailings in surface disposal conditions" Minerals Engineering, 21, pp,341–353,
- Deschamps, T., Benzaazoua, M., Bussière B., and Aubertin M., 2011, "Laboratory study of surface paste disposal for sulfidic tailings: Physical model testing" Minerals Engineering, 24 (2011), 794–806,
- Fall M, Benzaazoua M, Ouellet S (2005) Experimental characterization of the influence of tailings fineness and density on the quality of cemented paste backfill, Miner Eng 18(1):41–44
- Karapınar, N., 2009, Maden artık yönetimi; Macun teknolojisi kullanımı, MADENCİLİK, 48(1), 31-42,
- Kesimal A, Ercikdi B, Yılmaz E (2003) The effect of desliming by sedimentation on paste backfill performance, Miner Eng 16(10):1009–1011
- Landriault, D., 1995, Paste backfill mix design for Canadian underground hard rock mining, In: Proceedings of the 97th annual general meeting of the CIM rock mechanics and strata control session, Nova Scotia, Canada, p 652–663
- Poisson, J., Chouteau, M., Aubertin, M., Campos, D., 2009, Geophysical experiments to image the shallow internal structure and the moisture distribution of a mine waste rock pile, Journal of Applied Geophysics, 67(2), 179-192,
- Wang, Y. M., Huang, M. Q., Wu, A. X., Yao, G. H., Hu, K. J., 2013, Rock Backfill and Hazard Control of Abandoned Stopes: A Case Study, Applied Mechanics and Materials, 368-370, 1726-1731,
- Yılmaz, T. (2013) Effect of sample size on the strength and ultrasonic pulse velocity of paste backfill, M.Sc, Thesis, Karadeniz Technical University, The Graduate School of Natural and Applied Sciences, 93p,
- Yılmaz T, Ercikdi B, Karaman K, Külekçi G (2014) Assessment of strength properties of cemented paste backfill by ultrasonic pulse velocity test, Ultrasonics 54:1386–1394
- Yılmaz T, Ercikdi B (2016) Predicting the uniaxial compressive strength of cemented paste backfill from ultrasonic pulse velocity test, Nondestructive Testing and Evaluation, doi:10.1080/10589 759,2015,1111891
- Yılmaz T., Erçikdi, B., Cihangir, F., 2017, Yüksek Fırın Cürufu ve Perlit İkamesinin Çimentolu Macun Dolgunun Mekanik ve Mikroyapı Özelliklerine Etkisi, Çukurova Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi, 32(2), ss, 239-251, Haziran 2017,
- Yılmaz, E., Guresci, M., 2017, " Design and Characterization of Underground Paste Backfill", in: Paste Tailings Management, Yılmaz E., Mamadou F., Eds., Springer, London/Berlin/Switzerland , Cham, pp,111-144, 201

Analytical solution to determine critical cohesion and exposure height of backfill when mining adjacent stope

L. Yang

School of Engineering, RMIT University, Melbourne, Victoria, Australia

B. Yan

School of Resources and Civil Engineering, Northeastern University, Shenyang, China

E. Yilmaz

First Quantum Minerals Ltd., Cayeli Bakir Isletmeleri A.S., Rize, Turkey

ABSTRACT: A newly developed three-dimensional wedge model for backfill stability analysis was proposed in this paper. The shear force between backfill and surrounding rock and arching effect of load applied on backfill wedge were considered. Based on the model, the effect of cohesion and exposure height on backfill stability was investigated. The improved model was compared with existing model. It has been demonstrated that the existing model overestimates the backfill stability.

1 INTRODUCTION

Backfilling has been widely used in underground metal and coal mines mainly due to its advantages of disposing solid wastes (for example, tailings and coal gangues), reducing the environmental impact, supporting adjacent rock mass and serving as subsidence control (Aubertin et al., 2003; Tikou and Benzaazoua, 2008; Helinski and Merrikin, 2017). When extracting adjacent stopes having economic minerals, backfill is usually subjected to exposure of free standing on at least one side (Deng, 2017). Exposed backfill requires desired strength to remain stable to provide safety to miners and reduce ore loss and dilution. Mechanical parameters, especially the uniaxial compressive strength (UCS) and cohesion, are often used to better characterize the strength and stability of mine backfills.

Many studies have worked on investigating the stability of the backfill in underground mining. For example, Mitchell et al. (1982) proposed a wedge block model to design the required UCS of backfill, which has been widely used in underground mines and successfully reduced the backfill cost (Tikou and Benzaazoua, 2008; Li and Aubertin, 2014; Li, 2014a,b). Zhu (2002) suggested that with increasing Young's modulus and Poisson's ratio of backfill compared to rock, the critical exposure height of backfill increased. Winch (1999) developed a three-dimensional analytical model for calculating the vertical stress in the backfill, considering the arching effect. The author concluded that the lateral pressure coefficient decreased with increasing exposed faces of backfill. Based on Mitchell et al. (1982)'s model,

Dirige et al. (2009) developed an analytical model to determine the required cohesion of mine backfill with different stope inclinations. The authors noted that the wedge backfill block subjected to frictional resistance not only in the slide plane but also in the foot wall. The frictional resistance caused by the hanging wall was not clear mainly due to the stope inclination. Li (2014a,b) and Li and Aubertin (2014) comprehensively analyzed the backfill stability of free standing with the consideration of the position of slide plane and with or without roadways in backfill. Based on reliability theory, Helinski and Merrikin (2017) studied analytically the probability of maintaining stability of the backfill with exposed surface, and explained the reasons of the difference between Mitchell's model and numerical analysis, and then recommended a correction safety factor for the wedge block model. Deng (2017) derived a mathematical model for analyzing backfill stability by using reliability theory.

Nanthananthan and Zou (2007) investigated the critical exposure height of backfill, and consisted the shear strength between backfill and rock was caused only by the cohesion of backfill. However, findings in Koupouli et al. (2016) and Nasir and Fall (2008) proved the shear strength resulted from the backfill cohesion and frictional angle. These works have greatly contributed to the design and comprehension of mine backfill, but still leaves much room for improvement. The extraction of adjacent stope is not completed at one time, that is, exposure height of backfill is increased with mining adjacent ore stope. The sliding block is under the vertical stress that should be calculated considering the arching effect

in backfill. However, most of the studies reported in literature did not take the change of exposure height into consideration.

Considering the above-mentioned limitations, stability analysis of mine backfill with the change of exposure height is investigated in this paper. A new three dimensional wedge model used to characterize the stability of backfill was set up by considering the arching effect in mine backfill, frictional resistance between backfill and surrounding rock, and exposure height of backfill. Effects of backfill cohesion and exposure height on backfill stability were discussed. Finally, the improved model was compared with the existing model in literature.

2 NEW THREE-DIMENSION WEDGE MODEL FOR BACKFILL STABILITY

A 3-D model is established (as shown in Figure 1) in order to assess the stability of backfill. When placed at primary backfilled stope, fresh backfill is usually settled, consolidated and then hardened. During the process of settlement, the backfill mass is subjected to shear force caused by the surrounding rock. The shear force performs a negative effect of backfill settlement and then leads to internal vertical stress lower than backfill self-weight (it indicates arching effect) (Li, 2014; Nasir and Fall, 2008; Li et al., 2003, 2005; Ting et al., 2010; Liang and Fall, 2017). Based on this, the vertical stress in backfill applied on the sliding block can be obtained from Eq. (1).

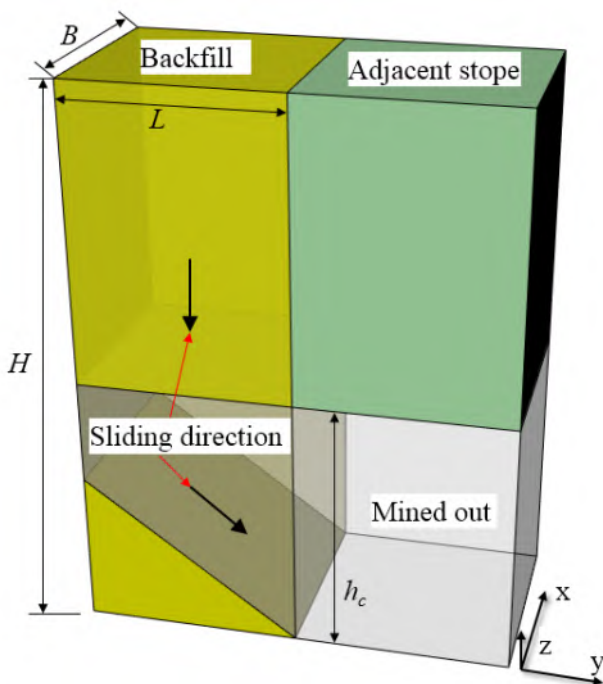


Figure 1. Three-dimensional wedge model for backfill

$$\sigma_v = \frac{\gamma BL - 2c(Lr_{bs} + r_{bb}B)}{2(\tan \delta_s k_x L + \tan \delta_b k_y B)} \times \left(1 - \exp \left(\frac{-2(\tan \delta_s k_x L + \tan \delta_b k_y B)}{BL} h \right) \right) \quad (1a)$$

$$\sigma_{hx} = k_x \sigma_v \quad (1b)$$

$$\sigma_{hy} = k_y \sigma_v \quad (1c)$$

Where σ_v is average vertical stress, Pa; σ_h is horizontal stress, Pa; γ is density of backfill, kg/m³; c is cohesion of backfill, Pa; r_{bs} and r_{bb} are interface coefficients of cohesion between backfill and surrounding rock, 0~1; k_x and k_y are lateral pressure coefficients; and δ_b and δ_s are internal friction angles of interfaces between backfill and surrounding rock for backwall and sidewall, respectively.

As shown in Figure 2, based on arching effect the ratio of top loads to self-weight of the backfill sliding wedge is written as;

$$X = \frac{\sigma_{v1}}{W_{h_c}} = \frac{\sigma_{v1}}{\gamma BL h_{fc}} = \frac{\gamma BL - 2c(Lr_{bs} + r_{bb}B)}{2\gamma BL h_{fc} (\tan \delta_s k_x L + \tan \delta_b k_y B)} \times \left[1 - \exp \left(\frac{-2(\tan \delta_s k_x L + \tan \delta_b k_y B)}{BL} (H - h_c) \right) \right] \quad (2)$$

$$\Rightarrow \sigma_{v1} = X W_{h_{fc}}$$

Where $W_{h_{fc}}$ is the self-weight of backfill wedge; σ_{v1} is loads on backfill wedge; and h_{fc} is average height of backfill wedge.

$$h_{fc} = h_c - (L/2) \tan \alpha \quad (3)$$

Where h_c is exposure height of backfill; α is sliding angle and equals to $45^\circ + \varphi/2$; and φ is internal friction angle of backfill.

The shear force of backfill-surrounding rock R_{fs} is expressed as;

$$R_{fs} = 2cr_{bs}h_{fc}L + F_h \tan \delta_s \quad (4)$$

where F_h is normal force on backfill-surrounding rock interface written as;

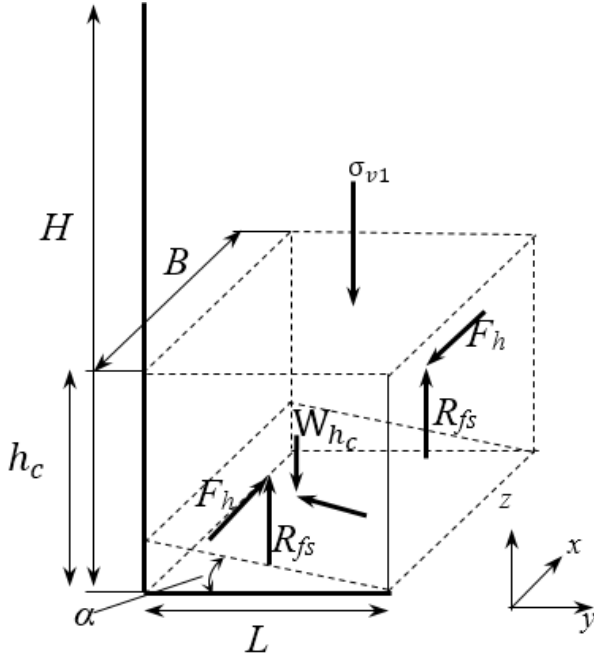


Figure 2. Diagram of the backfill wedge

$$F_h = \int_0^{h_c} \sigma_v k_x dh = \frac{\gamma BL - (2cLr_{bs} + r_{bb}B)}{2 \tan \delta_s L} \times \left[h_{fc} + \frac{B}{2 \tan \delta_s k_x} \exp\left(\frac{-2 \tan \delta_s k_x}{B} h_{fc} - 1\right) \right] \quad (5)$$

The effective weight of backfill wedge is given as

$$W_n = W_{h_c} - R_{fs} \quad (6)$$

Therefore, the driving force F_d and resistance F_r force on sliding plane of backfill wedge are obtained as;

$$F_d = (W_n + XW_{h_{fc}}) \times \sin \alpha \quad (7a)$$

$$F_r = W_t \cos \alpha \tan \phi + cBL / \cos \alpha \quad (7b)$$

Considering forces equilibrium in the directions of the sliding plane, factor of safety FS on sliding plane can be obtained and evaluated as;

$$FS = \frac{W_t \cos \alpha \tan \phi + cBL / \cos \alpha}{W_t \sin \alpha} = \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} + \frac{2cBL}{W_t \sin 2\alpha} \quad (8)$$

In Eqs. 7(b) and 8, W_t is given as;

$$W_t = (1 + X)W_{h_c} - R_{fs} \quad (9a)$$

$$= Lh_{fc}(\gamma B - 2cr_{bs}) + \frac{[\gamma BL - 2c(Lr_{bs} + r_{bb}B)]}{2} P - \frac{\gamma BL - (2cLr_{bs} + r_{bb}B)}{L} Q$$

$$P = \frac{1}{(\tan \delta_s k_x L + \tan \delta_b k_y B)} \quad (9b)$$

$$\times \left[1 - \exp\left(\frac{-2(\tan \delta_s k_x L + \tan \delta_b k_y B)}{BL} (H - h_c) \right) \right]$$

$$Q = \left[h_{fc} + \frac{B}{2 \tan \delta_s k_x} \exp\left(\frac{-2 \tan \delta_s k_x}{B} h_{fc} - 1\right) \right] \quad (9c)$$

According to Eq. 8, the required cohesion of backfill is evaluated as

$$c = \frac{B \left[Lh_{fc} \gamma + \frac{\gamma L}{2} P - (\gamma - \frac{r_{bb}}{L}) Q \right]}{\frac{2BL}{\left(FS - \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} \right) \sin 2\alpha} + 2r_{bs} Lh_{fc} + (Lr_{bs} + r_{bb}B)P - 2r_{bs} Q} \quad (10)$$

It is worth expressing that Eq. 10 is identical as the one stated by Nanthanathan and Zou (2007), when the frictional resistance on backfill-surrounding rock interface, lateral pressure on the backfill wedge, and arching effect in the backfill are not considered.

3 STABILITY ANALYSIS OF BACKFILL

3.1 Effect of cohesion on backfill stability

The relationship between backfill cohesion and FS can be obtained as indicated clearly in Figure 3 by substituting backfill parameters, interface properties, and mechanical parameters of mine backfill into Eq. 8, respectively. The related parameters are listed in Table 1. The r_{bs} and r_{bb} are simultaneous with Li (2014), and δ_b and δ_s are determined according to Singh et al. (2009) and Ting et al. (2010).

It is clear from Figure 3 that for a given exposure height, the FS is increased with increasing backfill cohesion. When the backfill's cohesion is fixed, the growth rate of FS is decreased with higher exposure height. For example, when the exposure height of the backfill is 20 m, the minimum required cohesion of backfill to remain stable is 35 kPa.

Table 1. Parameters required for the analytical model

Parameters	Backfill
Density(kg/m ³)	1800
$r_{bs} = r_{bb}$	0.5
Tension strength(MPa)	0
Friction angle(°)	30
Interface friction angle $\delta_b = \delta_s$ (°)	20
Backfill height (m)	50
Backfill width (m)	6
Backfill length (m)	10

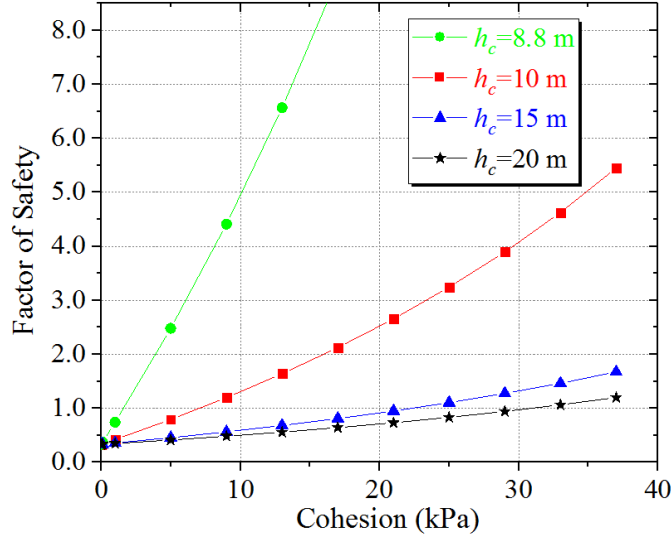


Figure 3. Correlation of the factor of safety and cohesion of the backfill

The required cohesion for backfill stability is only 25 kPa when decreasing exposure height to 15 m. It can be concluded readily that decreasing mining step in adjacent stope requires lower backfill cohesion, resulting in lower backfill cost.

3.2 Effect of exposure height on backfill stability

The negative exponential relationship between FS and exposure height of the backfill is illustrated in Figure 4. As shown, increasing exposure height of backfill leads to a lower FS regardless of the backfill cohesion, and the decrease ratio of FS is more significant in backfill with higher cohesion.

Figure 5 shows the required cohesion of stable backfill with different widths and lengths, in which FS is fixed at 1.0. Besides, it can be noticed that for a given mine backfill width, the required cohesion is first increased and then decreased with increasing backfill length. A similar trend also can be obtained from the influence of mine backfill width on its required cohesion.

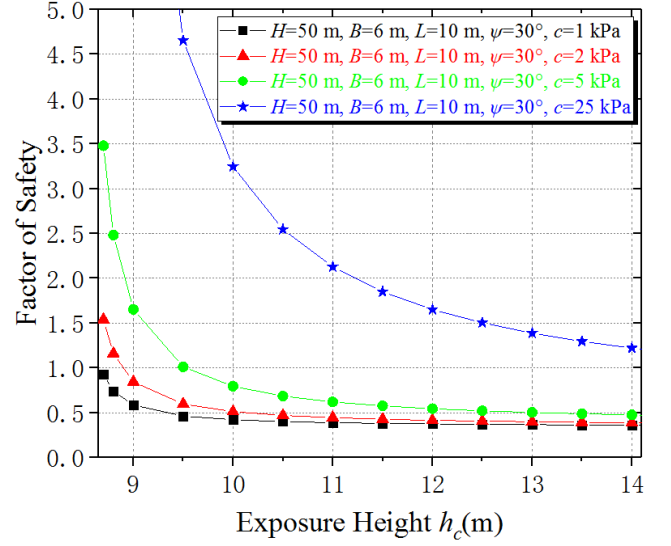


Figure 4. The relationship between factor of safety and exposure height

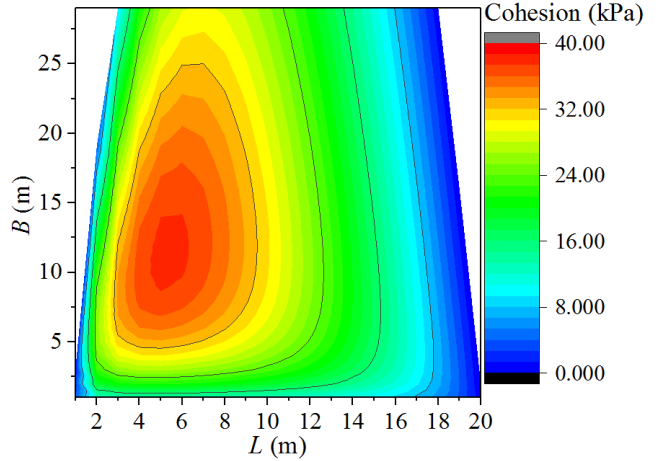


Figure 5. The relationship between stope size and the cohesion required for backfill when factor of safety $FS=1$

3.3 Comparison between new and existing models

The backfill mass having a dimension of $70 \times 30 \times 20$ m³ is chosen as a case study to compare the results obtained from Eq. 8 and Nanthanathan and Zou (2007) as shown in Figure 6. It is noticed that Eq. 8 is coincident with Nanthanathan and Zou (2007) when X and exposure height equal to 0 and 70 m respectively. The FS of backfill increases notably when backfill cohesion reach a critical value of 150 kPa. When considering shear force and arching effect, the FS obtained from Eq. 8 is clearly lower than that from Nanthanathan and Zou (2007). As well, it indicates that the neglect of arching effect and shear force between mine backfill and surrounding rock overestimate the stability of backfill. When exposure height equal to 70 m increasing backfill height from 70 m to 100 m the relationships between required cohesion and FS have no difference.

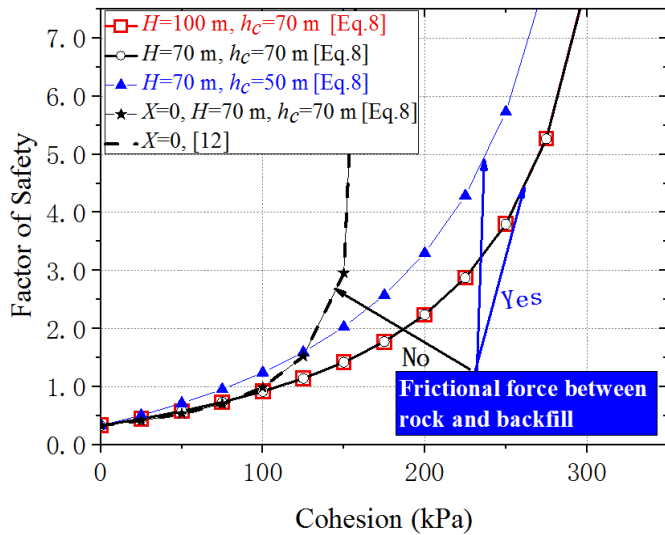


Figure 6. Comparison between new model and existing model to different exposure height of backfill

The reason can be well expressed as follows, for the backfill with high exposure height, its stability is more sensitive to the self-weight of backfill wedge rather than the load applied on backfill wedge.

4 CONCLUSIONS

This paper presents a newly developed 3-D (three-dimensional) model to better illustrate the backfill stability during extracting the adjacent stope. The shear force between backfill and surrounding rock and arching effect of load applied on backfill wedge were considered in the model.

The effects of cohesion and exposure height of mine backfill mass on its stability were investigated analytically. In addition, the improved model was compared with available model in literature. Based on the analysis presented in this work, the following conclusions can be obtained:

- ✓ Neglecting the influence of shear force between backfill and surrounding rock overestimates the stability of backfill.
- ✓ For a given exposure height, *FS* of backfill increases with increasing backfill cohesion.
- ✓ As the exposure height increases, backfill with higher cohesion has a higher rate of decrease in *FS*.
- ✓ The self-weight of backfill wedge is the main risk for backfill instability when exposure height approximates to backfill height.

REFERENCES

- Aubertin, M., Li, L., Arnoldi, S., Belem, T., Bussière, B., Benzaazoua, M. and Simon, R., 2003. Interaction between backfill and rock mass in narrow stopes. *Soil and Rock America*, 1, 1157-1164.
- Belem, T. and Benzaazoua, M., 2008. Design and application of underground mine paste fill technology. *Geotechnical and Geological Engineering*, 26 (2), 147-174.
- Deng, J., 2017. Reliability analysis and design of backfill in a cut-and-fill mining method. In: *Proceedings of the 20th International Seminar on Paste and Thickened Tailings*, June 16-18, A. Wu & R. Jewell (eds.), University of Science and Technology Beijing, China, 268-276.
- Dirige, A.P.E., McNearney, R.L. and Thompson, D.S., 2009. The effect of stope inclination and wall rock roughness on backfill free face stability. In: *Proceedings of the 3rd Canada-US Rock Mechanics Symposium & 20th Canadian Rock Mechanics Symposium*, May 9-15, M. Diederichs & G. Grasselli (eds.), Canadian Rock Mechanics Association and CIM, Toronto, Ontario, Canada, 1-9.
- Helinski, M. and Merrikin, D., 2017. Reliability analysis of mine backfill exposures. In: *Proceedings of the 12th International Symposium on Mining with Backfill*, February 19-22, D. Stone (ed.), SME (Society for Mining, Metallurgy and Exploration) Annual Conference, Denver, Colorado, USA, 49-58.
- Koupouli, N.J., Belem, T., Rivard, P. and Effenguet, H., 2016. Direct shear tests on cemented paste backfill-rock wall and cemented paste backfill-backfill interfaces. *International Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 8 (4), 472-479.
- Liang, C. and Fall, M., 2017. Multiphysics modeling of arching effects in fill mass. *International Journal of Computers and Geotechnics*, 83, 114-131.
- Li, L., Aubertin, M. and Simon, R., 2003. Modeling arching effects in narrow backfilled stopes with FLAC. In: *Proceedings of the 3rd International Symposium on FLAC & FLAC 3D Numerical Modelling in Geomechanics*, October 21-24, R. Brummer, P. Andrieux, C. Detournay & R. Hart (eds.), Itasca Consulting Canada Inc., Sudbury, Ontario, Canada, 211-219.
- Li, L., Aubertin, M. and Belem, T., 2005. Formulation of a three dimensional analytical solution to evaluate stresses in backfilled vertical narrow openings. *Canadian Geotechnical Journal*, 42 (6), 1705-1717.
- Li, L., 2014a. Generalized solution for mining backfill design. *International Journal of Geomechanics*, 14 (3), 1-11.
- Li, L., 2014b. Analytical solution for determining the required strength of a side-exposed mine backfill containing a plug. *Canadian Geotechnical Journal*, 51 (5), 508-519.
- Li, L. and Aubertin, M., 2014. An improved method to assess the required strength of cemented backfill in underground stopes with an open face. *International Journal of Mining Science and Technology*, 24 (4), 549-558.
- Mitchell, R.J., Olsen, R.S. and Smith, J., 1982. Model studies on cemented tailings used in mine backfill. *Canadian Geotechnical Journal*, 19 (1), 14-28.

- Nanthananthan, N. and Zou, D.H.S., 2007. Effect of overlying load on exposed backfill block in underground mines. In: Proceedings of the 9th International Symposium on Mining with Backfill, April 29 to May 2, F. Hassani, J. Archibald & J. Nantel, Canadian Institute of Mining, Metallurgy and Petroleum (CIM), Montreal, Quebec, Canada, 1-13.
- Nasir, O. and Fall, M., 2008. Shear behaviour of cemented pastefill-rock interfaces. *Engineering Geology*, 101 (3-4), 146-153.
- Singh, S., Sivakugan, N. and Shukla, S.K., 2009. Can soil arching be insensitive to ϕ ? *International Journal of Geomechanics*, 10 (3), 124-128.
- Ting, C.H., Shukla, S.K., Sivakugan, N., 2010. Arching in soils applied to inclined mine stopes. *International Journal of Geomechanics*, 11 (1), 29-35.
- Winch, C., 1999. Geotechnical characteristics and stability of paste backfill at BHP Cannington Mine. In: B.Sc. Thesis, James Cook University, Townsville, Australia, 1-115.
- Zhu, Z.M., 2002. Analysis of mine backfill behaviour and stability. In: Ph.D. Thesis, McGill University, Montreal, Quebec, Canada, 1-162.

Research on acoustic emission behavior and failure mechanisms of rock-tailings specimens

S. Cao

School of Civil and Resources Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing, PR China

E. Yilmaz

First Quantum Minerals Ltd., Cayeli Bakir Isletmeleri A.S., Rize, Turkey

ABSTRACT: When the filling slurry was poured into the goaf, the combined action of rock and backfilling can effectively control the ground pressure. To study the mechanical and acoustic emission (AE) properties of rock wrapped cemented tailings backfill as a function of cement and solid contents, triaxial compressive test was designed. The research showed that the failure modes of the coupled rock and tailings specimens (CRTS) progressed through six separate phases over the complete stress-strain curve; a pressure consolidation phase, an elastic deformation phase, a plastic deformation phase, a surrounding rock destruction phase, a stress recovery phase, and a residual phase. The compressive strength and the residual strength of CRTS samples increased with increasing solid content within the backfill when the cement content was kept constant. The strength was also found to rapidly increase when the cement content increased under constant solid content. The AE ring count was relatively abundant and intensive in the vicinity of the peak strength and stable and calm in the regions of loading. The failure mode of CRTS samples was shearing fracture alone. The shear failure phenomenon was first generated on the hollow rocks along the joint plane, while the shear fracture continued to be generated in wrapped backfills until the end of loading.

1 INTRODUCTION

Acoustic emissions (AE) take the form of elastic waves, which are released when micro-cracks are generated in rock samples subjected to the loading-unloading conditions, particularly during loading processes. Numerous studies on acoustic emission have been conducted in different fields, with respect to such subjects as building materials, the damage mechanisms of diverse types of rocks and concretes, and the damage mechanism behind earthquakes. Relationships between AE signals and diamond drilling performance were determined by [Karakus and Perez \(2014\)](#). AE energies recorded during 73 uniaxial compression tests on weak to very strong rock specimens were analyzed in terms of the variation in the b-value, the total recorded acoustic energy and the maximum recorded energy for each test ([Khazaei et al., 2015](#)). An experiment where AE monitoring was employed to better investigate rock damage in a high-alpine rock-fall induced by natural thermal cycling and freezing-thawing was reported ([Amitrano et al., 2012](#)). [Aker et al. \(2014\)](#) also studied the AEs associated with shear and tensile failures around a horizontal borehole in a sandstone sample subjected to triaxial stress; [Ishida et al. \(2010\)](#) monitored AE events during an in-situ direct

shear test on a sample composed typically of a slate-dominant alternation of slate and sandstone, and large-scale inhomogeneous rock fracturing tests may provide useful insights as analog models for seismogenic faulting. Concurrently, AEs play an important role in the mechanism of granite rocks, bedded rocks, and salt rocks in China ([Xu et al. 2009](#); [Tang et al., 2010](#); [Zuo et al., 2011](#); [Zhang et al. 2015](#)). [Xie et al. \(2011\)](#) employed a rock mechanics test system and an AE test system to perform tests on bedded rock salt samples under uniaxial compression and indirect tension, by which it was possible to forecast the failure states of bedded salt by inspecting the variation between the stress or energy release and the fractal dimension of the spatial distribution. Both AE techniques and moment tensor (MT) analysis were applied to study the spatio-temporal evolution of micro-cracks in the coarse-grained granite sample ([Liu et al., 2015a, b](#)). [He et al. \(2010\)](#) conducted frequency-spectra analysis for full-wave acoustic emission data and figures showing the relationship of frequency-amplitude of acoustic emission signals in rock burst stages.

Although there are some studies on AE behavior of soils, clays, rocks and other different types of hard rocks, little research has been conducted on coupled rock-tailings specimens (CRTS) containing

different cement and solid contents. The aim of this paper is to study various AE behaviors and failure mechanisms of the CRTSs subjected to increasing loading and forming compressive stress.

2 EXPERIMENTAL PROGRAM

2.1 Materials

The samples used were collected from a gold mine located in China (with a depth of more than 800 m) and classified as tailings and rock samples. Samples were dried and a laser particle size analysis used to obtain the tailings particle size distribution [Figure 1](#). The data showed that the medium size of the tailings was about 101μm, which is considered as coarse-grained. The rock samples are firstly processed into the standard cylindrical samples of size of 50×100 mm in the laboratory, and then a cylinder of size of 25×100 mm was carved out of the center of the standard specimens and replaced with an equally sized cylinder of diorite. In this manner, 100-mm-long cylindrical samples with a ring-shaped cross-section of inner diameter 25 mm and an outer diameter 50 mm during the preparation of CRTS, the thickened tailings were pumped from a thickener to feed a spiral mixer, to which cement and tailings were added. The samples are show in [Figure 2](#).

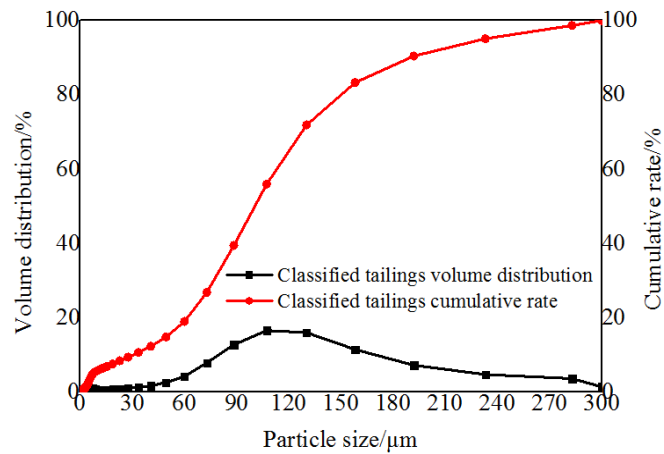


Figure 1. Tailings particle size distribution curve



Figure 2. Photographs of the CRTSs in laboratory test

The chemical composition of the tailings samples was obtained for studying an influence on backfilled bodies. [Table 1](#) shows that the chemical components contained within the tailings were SiO₂, Al₂O₃, CaO, MgO, P, Fe, S, Au and Ag, while the main chemical components of cement are CaO, SiO₂ and Al₂O₃.

Table 1. Mineralogical properties of tailings and cement

	Tailings (%)	Cement (%)
SiO ₂	65.7	31.5
Al ₂ O ₃	14.3	2.1
CaO	1.88	63.5
MgO	0.49	0.5
P	0.08	-
Fe ₂ O ₃	3.05	0.9
S	0.13	
Au	<0.01	
Ag	<0.01	

2.2 Mechanical testing equipment

CRTS were evaluated for mechanical properties. The uniaxial compressive strength test was used due to its reliability and simplicity. Tests were done under uniaxial compression by monotonous loading. The loading rate was 500N/s. An experimental curve about for the real-time loading and deformation were recorded and data output by excel software. [Figure 3](#) shows the mechanical test machine.

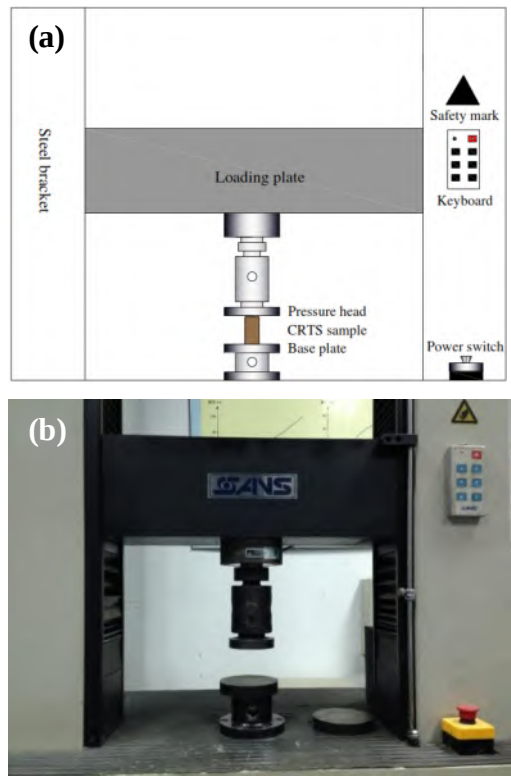


Figure 3. (a) Schematic diagram and (b) photo of the mechanical testing machine

2.3 Acoustic emission monitoring system

Figure 4 shows the set-up of the acoustic emission monitoring system. In this study, data collection found on loading time and ring count, the location of acoustic emission events. At last, the data was exported in text format and automatically saved.

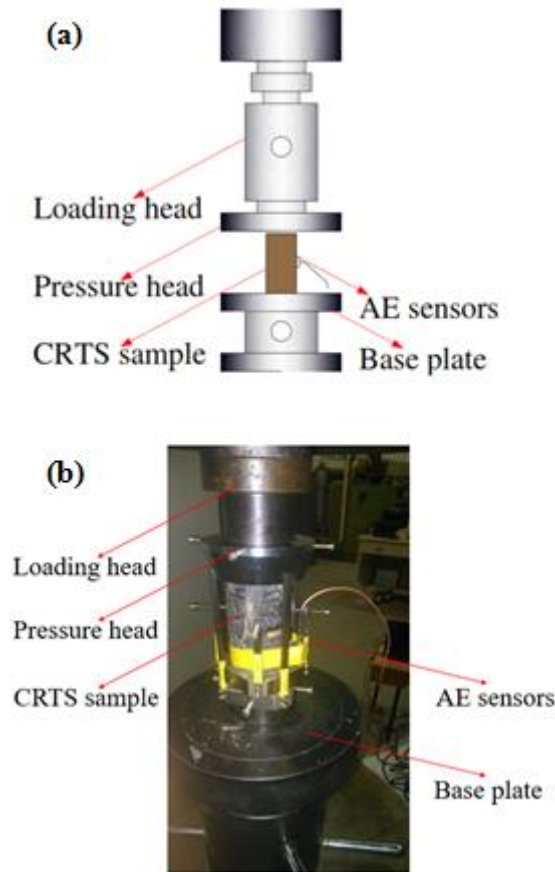


Figure 4. (a) Schematic diagram and (b) photo of the installation of the AE monitoring system

3 EXPERIMENTAL RESULTS

3.1 Effect of varying the cement content and concentration

The first group of the coupled rock and tailings specimens (CRTS) prepared to investigate the effect of cement concentration comprises 60% tailings, 10% binder, and 30% water. This was amount of water necessary to reach a desired consistency controlled to achieve two types of backfill in different solid concentration: 65%, and 70%. The effects of the cement content and solid concentration in the CRTS are illustrated in Figure 5. It was found that the failure of CRTS progress through six phases across the complete stress-strain curve. These phases are listed below.

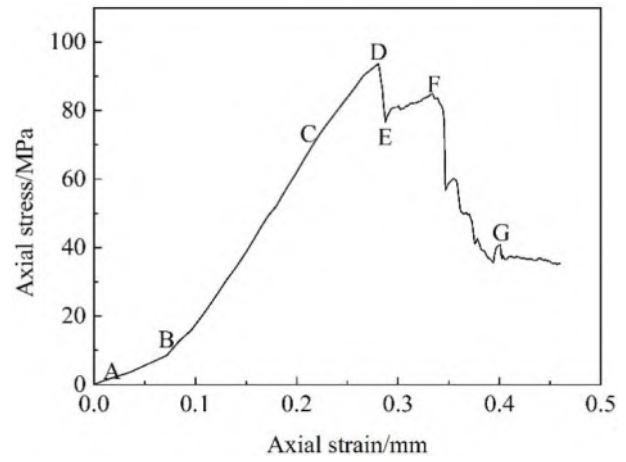


Figure 5. Relationship between axial stress and axial strain

Pressure consolidation phase (A-B): At this time, the stress-strain curve is concave-up. The initial nonlinear part of the stress-strain response of the CRTS is mostly considered due to the closure of preexisting micro cracks. This stage corresponds to the distribution of nonlinear distortions. The rock plays a major role during the loading process.

Elastic deformation phase (B-C): There is stress concentration around the internal pores of the CRTS in this stage, which do not reach the expanded value of the micro cracks. Thus, the stress-strain curve in this stage is an approximately linear distribution.

Plastic deformation phase (C-D): Inelastic deformation occurs at the beginning of this stage. During this stage, the stress-strain curve is concave-down. The ends of the internal stress microstructures reach and exceed their limits and the original damage begins to intensify.

Surrounding rock destruction phase (D-E): During this stage, the hollow rocks of the CRTS are first destroyed. Furthermore, the corresponding pressure values exceed the uniaxial compressive strength of hollow rock, but still do not reach the value of CRTS samples.

Stress recovery phase (E-F): Because damage to the surrounding hollow rock has occurred, the backfill bodies continue their nonlinear deformation, which plays a major role in the whole CRTS in this stage. Therefore, the stress-strain curve shows an upward trend.

Residual phase (F-G): Both the surrounding hollow rock and the backfill body are damaged in this stage. The original fractures intensify until damage evolution. At this time, the cracks in the surrounding hollow rock rapidly expand, and the stresses in the CRTS gradually decrease. The axial pressure rapidly decreases as the axial strain increases.

Figure 6 shows the relationship between stress and strain for different cement contents and solid concentrations. The obtained results of compressive strengths of the CTRS are shown in Table 2. From Figure 6, it is found that when the cement content is constant, the axial strengths of the CTRS increases along with concentrations of backfill bodies, and the residual strength values are also greater at the same time. When concentration is a constant, the strength rapidly increases with the increase in the cement.

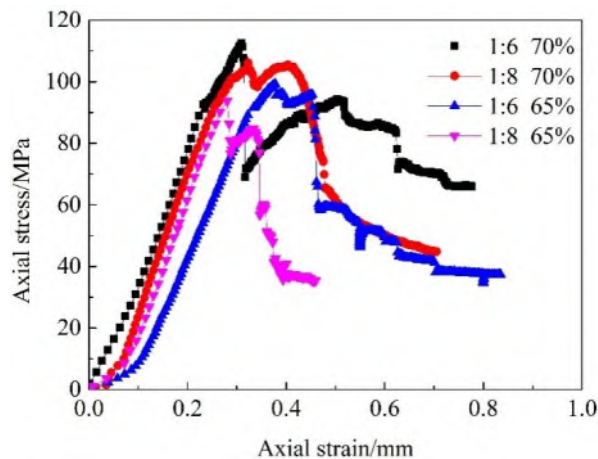


Figure 6. Relationship between stress and strain under different cement contents and concentrations

Table 2. Uniaxial compressive strengths of CTRS (Curing time is 28d)

Sample type	Cement content	The maximum strength/MPa		Residual strength/MPa	
		65%	70%	65%	70%
CCTS	1:6	99.4	112.1	37.3	66.5
	1:8	93.8	105.5	35.0	44.3

3.2 Relationship between uniaxial compressive stress and strain

Figure 7 shows the relationship between uniaxial compressive strength and axial strain for CTRS containing different cement contents and concentrations. Taking 4-5-1 as a sample, it was found that the CTRS goes through six stages along the stress-strain curve.

3.3 Relationship between ring count and strain

Compared to traditional non-destructive monitoring methods, AE techniques have many advantages. For example, the damage process for rock can be observed over the entire load stage. Figure 8 shows the relationship between elapsed time and axial stress and ring count of samples 4-7-1 and 5-4-1.

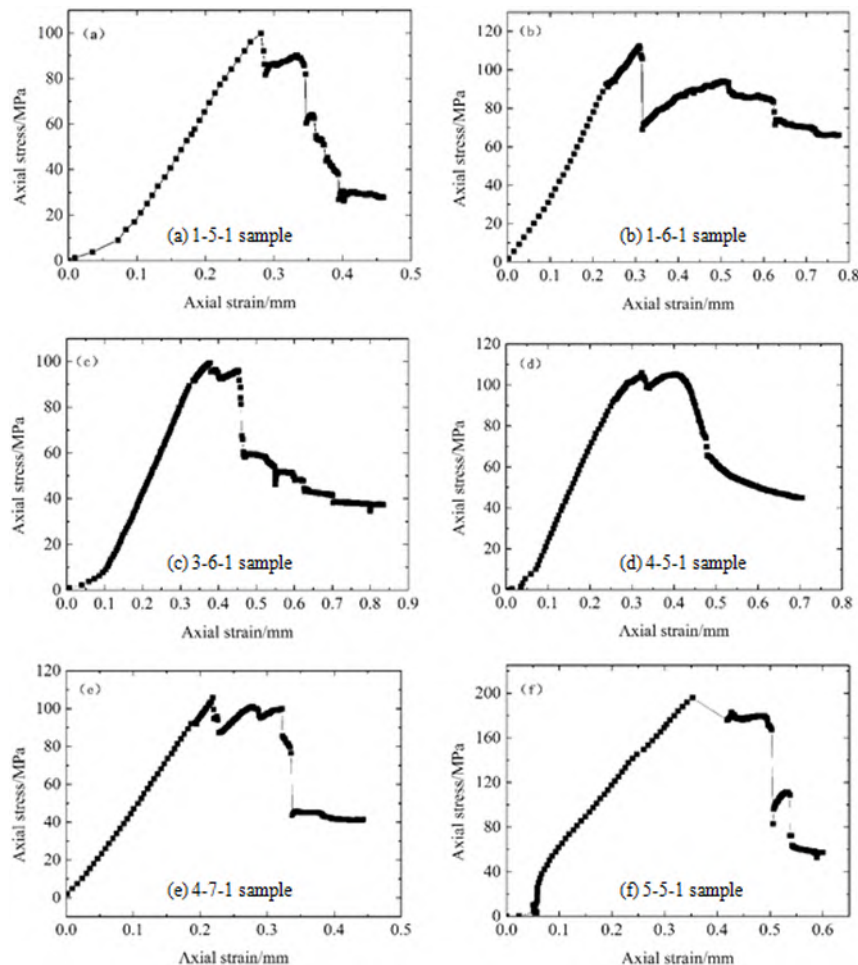


Figure 7. Relationship between axial strain and axial stress of different samples

During the initial deformation and linear elastic phase, only a small amount of the elastic energy is released. Although various acoustic emission events occurred, an increasing rate of acoustic emission events accompanied the inelastic phase. This accords with the understanding that AE events are generated by micro cracks resulting nonlinear deformation behavior. For 4-7-1, the AE events occur intensely at the beginning of the experiment and at the beginning of the elastic stage due to compaction, initiation, and propagation of internal cracks. When the coupled rock/tailings specimens reach its first peak value, the AE counts speedy increase to 1700 s^{-1} , due to the sharp release of internal energy, which corresponds to a significant increase in density. The acoustic emission count enters a relatively stable period after the failure of the surrounding rock of the coupled rock and tailings specimens. The coupled rock and tailings specimens reach its second peak value while failure of the encapsulated cement backfill, while the acoustic emission counts rapidly reaches 2500 s^{-1} . Thus, the acoustic emission counts steadily. Results show that acoustic emission counts are massive and intense near the peak compressive strength during the loading process, and are relatively low during the other stages.

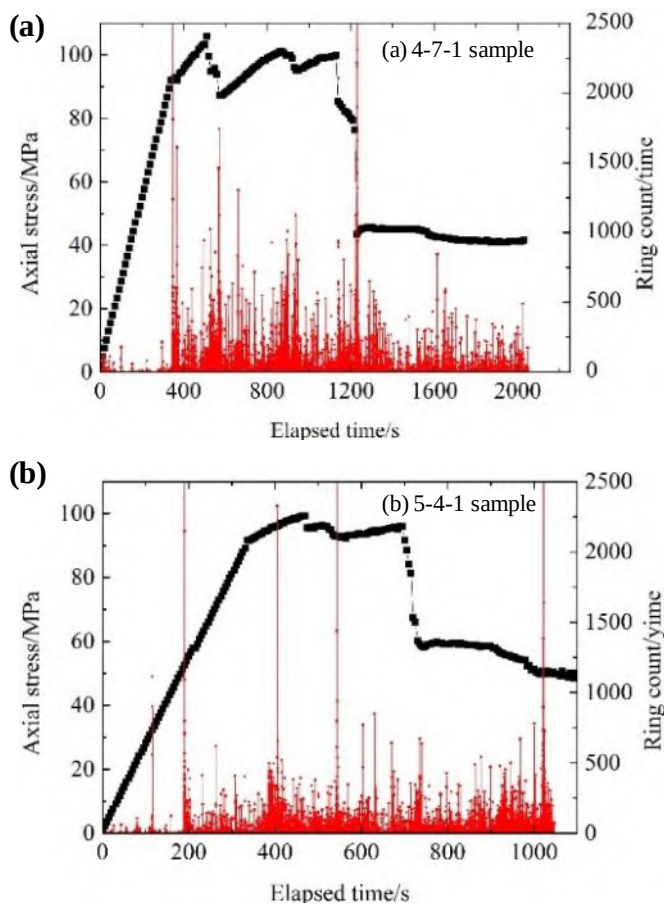


Figure 8. Relationship between elapsed time, uniaxial stress, and ring count

3.4 Failure modes of CRTS

Figure 9 shows the failure modes of CRTS samples in different cement contents and concentrations.



Figure 9. Failure modes of CRTS samples

Figure 9 shows the failed photos of the CRTS. While failure modes are mainly shear failure. The shear failure phenomenon is first generated on the hollow rocks along the joint plane, while shear fracture continues to be generated in wrapped backfills until the end of the loading process.

4 CONCLUSIONS

In this study, some tests were carried out to measure the acoustic emission properties of CRTS samples using a digital AE monitoring system under uniaxial compression. The main findings of this research are summarized as follows:

- ✓ The CRTS's failure modes endure six phases during the whole stress-strain process, which are the pressure consolidation phase, the elastic deformation phase, the plastic deformation

phase, the nearby rock destruction phase, the stress recovery phase, and the residual phase.

- ✓ The uniaxial compressive and residual strengths of CRTS samples increase with the solid content of backfill bodies for a given cement content.
- ✓ In contrast, the compressive strength rapidly increases along with the cement content for a given solid content.
- ✓ The AE counts are massive and intensive near the peak strength during the loading process and they are relatively stable in the other stages.

5 ACKNOWLEDGEMENTS

The author desire to communicate their thankfulness to the National Key R&D Program of China (2017YFC0602900) and Fundamental Research Funds for the Central Universities (FRF-TP-17-075A1) for financial support. Special thanks are given to Haiping Wang from the University of Science and Technology Beijing for laboratory test.

REFERENCES

- Aker, E., Kuhn, D., Vavrycuk, V., Soldal, M. and Oye, V., 2014. Experimental investigation of acoustic emissions and their moment tensors in rock during failure. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 70, 286-295.
- Amitrano, D., Gruber, S. and Girard, L., 2012. Evidence of frost-cracking inferred from acoustic emissions in a high-alpine rock-wall. *Earth and Planetary Science Letters*, 5, 86-93.
- He, M.C., Miao, J.L. and Feng, J.L., 2010. Rock burst process of limestone and its acoustic emission characteristics under true-triaxial unloading conditions. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 47, 286-298.
- Ishida, T., Kanagawa, T. and Kanaori, Y., 2010. Source distribution of acoustic emissions during an in-situ direct shear test: Implications for an analog model of seismogenic faulting in an inhomogeneous rock mass. *Engineering Geology*, 110, 66-76.
- Karakus, M. and Perez, S., 2014. Acoustic emission analysis for rock-bit interactions in impregnated diamond core drilling. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 68, 36-43.
- Khazaei, C., Hazzard, J. and Chalaturnyk, R., 2015. Damage quantification of intact rocks using acoustic emission energies recorded during uniaxial compression test and discrete element modeling. *Computers and Geotechnics*, 67, 94-102.
- Liu, J.P., Li, Y.H., Xu, S.D., Xu, S. and Jin, C.Y., 2015a. Cracking mechanisms in granite rocks subjected to uniaxial compression by moment tensor analysis of acoustic emission. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 75, 151-159.
- Liu, J.P., Li, Y.H., Xu, S.D., Xu, S., Jin, C.Y. and Liu, Z. S., 2015b. Moment tensor analysis of acoustic emission for cracking mechanisms in rock with a pre-cut circular hole under uniaxial compression. *Engineering Fracture Mechanics*, 135, 206-218.
- Tang, S.F., Tong, M.M., Hu, J.L. and He, X.M., 2010. Characteristics of acoustic emission signals in damp cracking coal rocks. *Mining Science and Technology*, 20, 143-147.
- Xie, H.P., Liu, J.F., Ju, Y., Li, J. and Xie, L.Z., 2011. Fractal property of spatial distribution of acoustic emissions during the failure process of bedded rock salt. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 48, 1344-1351.
- Xu, J., Li, S.C., Tao, Y.Q., Tang, X.J. and Wu, X., 2009. Acoustic emission characteristic during rock fatigue damage and failure. *Procedia Earth and Planetary Science*, 1, 556-559.
- Zhang, C.D., Liang, W.G., Li, Z.G., Xu, Z.G., Xu, S.G. and Zhao, Y.S., 2015. Observations of acoustic emission of three salt rocks under uniaxial compression. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 77, 19-26.
- Zuo, J.P., Pei, J.L., Liu, J.F., Peng, R.D. and Li, Y.C., 2011. Investigation on acoustic emission behavior and its time-space evolution mechanism in failure process of coal-rock combined body. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 30 (8), 1564-1570.

Effect of methyl-silane on total performance of cemented paste backfill

B. Koohestani & A.K. Darban

Department of Mining Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran

E. Yilmaz

First Quantum Minerals Ltd., Cayeli Bakir Isletmeleri A.S., Rize, Turkey

P. Mokhtari

Department of Material Sciences and Engineering, Sabanci University, Istanbul, Turkey

ABSTRACT: The influence of methyl-silane as a water reducing agent was examined within cemented paste backfill CPB containing nano-silica. The key goal of using such high-technology admixtures in mine tailings management is to facilitate the filling operation and reduce the binder consumption. The amounts of binder (Portland cement) and nano-silica (tetraethyl-orthosilicate or TEOS) are fixed at 4.5% (based on a dry weight of tailings) and 5% (based on the weight of binder) respectively and the addition of methyl-trimethoxy silane or MTMS varied from 5% to 20% of TEOS volume. Experimental results showed that the addition of 20% MTMS provides the highest compressive strength in the backfill. Microstructural analysis (scanning electron microscopy) and mineralogical evolution (differential thermo-gravimetric analysis) also indicated that the samples with MTMS contain higher amount of calcium-silicate-hydrate gels. It is also obvious that addition of MTMS improved CPB's flowability/consistency by reducing its water requirement.

1 INTRODUCTION

Cemented paste backfill (CPB) is a novel tailings management that can deliver up to 50% of the total produced tailings stream to the underground mine stopes and voids for ground support and environmental concerns. CPB consists usually of dewatered tailings (72-85 wt% solid content and 15-28% corresponding water content), and a binding agent such as ordinary or general use Portland cement (2-9% by dry weight of tailings) (Benzaazoua et al. 2004; Coussy et al. 2011; Koohestani et al. 2013). Depending on the type and content of binder, tailings mineralogy, and curing time, uniaxial compressive strength (UCS) of CPB sample varies between 0.2 and 4 MPa (Belem and Benzaazoua 2008; Fall et al., 2010; Yilmaz et al. 2011; Cihangir et al. 2012; Koohestani, 2017). Since CPB is delivered from the surface of a mine to the underground stopes (by gravity or pumping a slump height equal to or greater than 180 mm is required (Clark et al. 1995). To reach an acceptable fluidity for CPB transport via pipelines, additional water is added to the mix, therefore the availability of water becomes very high (a water-to-binder ratio of ≥ 3).

In light of this, CPB cannot sufficiently strengthen at a short period (Ercikdi et al. 2014; Yilmaz et al. 2014) whereas sufficient early strength development will let the backfilling process to be accomplished continuously. The filling process is primarily carried out in two different stages including a plug fill and a

residual fill. A plug-fill of few meters' height (with a binder content of higher than 5%) is first poured into the open stope followed by the residual fill pouring (containing lesser than 5% binder). Most of the time plug-fill is left between 2 and 5 days prior to the residual filling in order to avoid excess pressure on the barricade (Koohestani et al. 2016). As a rule of thumb, filling procedure accounts for 10-20% of the total operating cost of a mine from which the binder cost represents up to 75-80% of that cost (Kesimal et al. 2004, 2005; Grice 1998).

Calcium silicate hydrate (C-S-H) that is the major product of cement hydration (50-70% by mass) is produced from the hydration of dicalcium silicate (C_2S) and tricalcium silicate (C_3S) (Beaudoin et al. 2009; Franceschini et al. 2007). It consists of a semi-crystalline phase and is liable for the initial strength development of cementitious materials (Franceschini et al. 2007; Stepkowska et al. 2005). It is asserted that C-S-H forms a nano-sized layered crystal with a structure like tobermorite. It is well-known that the addition of nano sized particles (e.g., nano-silica) will reinforce the structure of C-S-H by bonding and filling effects.

Use of nano-particles in cementitious materials received special attention mainly due to the high stability and sustainability achievements (Sobolev and Gutiérrez 2005). Nano-silica NS is a pozzolanic material that can accelerate the hydration of cement while filling the nano pores and gaps between the

aggregates and cement particles making the total structure dense and compact (Hou et al. 2013; Ji 2005; Kong et al. 2012; Senff et al. 2009; Singh et al. 2013). Due to the high pozzolanic reactivity and high specific surface, NS reacts with calcium hydroxide (CH) crystals to form calcium silicate hydrate (C-S-H) gel (Ji 2005; Qing et al. 2007; Qing et al. 2006; Tobón et al. 2012) and reaches the maximum pozzolanic influence so rapidly resulting in high strength development at early ages (Abd El Aleem et al. 2014; Flores-Vivian et al. 2013). But, nano-particles are very susceptible to agglomeration; hence, the addition of any complementary materials that can facilitate the dispersion and or use of nano-particles in colloidal form (tetraethyl-orthosilicate or TEOS) may decrease the agglomeration issue (Lin et al. 2011; Thomas et al. 2009).

As a monomeric silicon-based molecule, silane-coupling agents composed of four constituents and organosilanes carrying two different reactive groups including at least one bonded carbon atom. As an organosilane, methyl-trimethoxy silane (MTMS) consists of a non-hydrolysable and covalently bonded methyl group in order to silicon and three hydrolysable methoxy groups. MTMS is broadly used as a co-precursor with TEOS (Matsuda et al. 1998; Smitha et al. 2007; Venkateswara Rao et al. 2003). In the presence of water, TEOS and MTMS both hydrolyze (Figures 1a, 1b) and form a highly reactive silanol (SiOH) networks. The subsequent condensation reaction of silanols results in siloxane (Si-O-Si) covalent bond formation between TEOS and MTMS (sol-gel process) (Figure 1c).

Hence, a very dispersed and homogeneous system of organic-inorganic phase (three-dimensional silica network) can be formed (Cornelius et al. 2001; Hermanson 2010; Klein and Jitianu 2010; Švegl et al. 2008; Venkateswara Rao et al. 2003).

Due to the chemical bonding ability between MTMS and nano-silica, the grafted organic group of organosilane (methyl) can prevent the agglomeration of nano-particles (because of steric repulsion) (Chen et al. 2005). In addition, the produced nano structure silica gel from the hydrolysis of TEOS can bond chemically and fill the nano-pores of C-S-H (Geffers et al. 2015). Such linkages will reduce the tendency of the structural phase separation (Wojcik and Klein 1995) while improving the mechanical strength development (Smitha et al. 2007).

To our knowledge, there is no published data regarding the effect of MTMS on properties of CPB containing NS. Hence, this study attempts to study the use of methyl-trimethoxy silane together with tetraethyl-orthosilicate. It is assumed that addition of MTMS can facilitate the dispersion of NS resulting in higher strength development while decreasing CPB's water consumption. In addition, lesser water consumption in CPB reduces the water run-off from the backfilled stopes resulting in lesser self-weight consolidation and bleeding. Moreover, high strength development of CPB due to proposed admixtures (TEOS-MTMS) may cut the binder consumption. As a result of binder and water usage reduction, the amount of delivered tailings per unit of delivered CPB may be increased and the backfilling operation costs can be reduced in the long-term.

2 MATERIALS AND METHODS

2.1 Materials

Two types of tailings (sulfidic from LaRonde (Gs: 3.7) and non-sulfidic from Goldex (Gs: 2.6) Agnico Eagle mines backfill plants, Quebec) were used in this research. The aim was to study the influence of proposed admixtures into the properties of CPB made of different tailings. Particle size distributions of tailings are estimated by using a laser particle size analyzer (Malvern Mastersizer) and the obtained result is shown in Figure 2. Table 1 shows the XRD and ICP-AES analysis of both Laronde and Goldex tailings. The Goldex flotation recovers the rest of the gold, producing a gold-bearing pyrite concentrate. This concentrate is then thickened and trucked to the LaRonde complex, where it is fed to a cyanide leach circuit. Gold-bearing leachate is fed directly into the

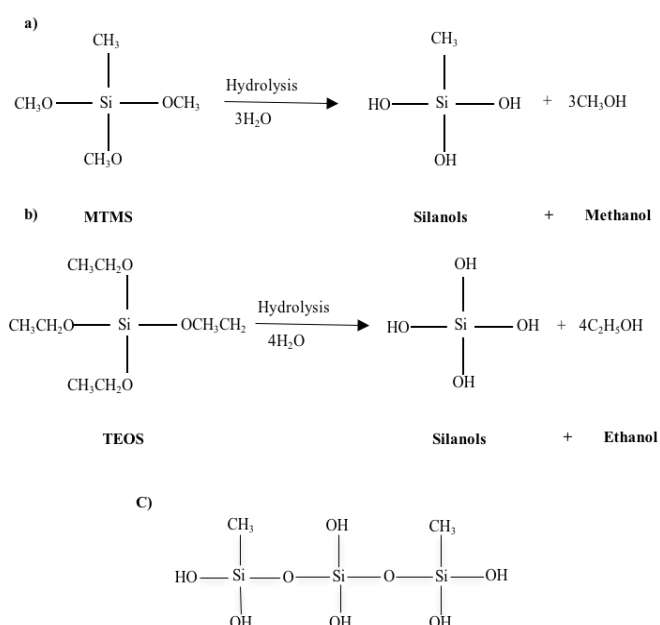


Figure1. Hydrolysis of TEOS (a), hydrolysis of MTMS (b), condensation of TEOS-MTMS (c)

carbon-in-pulp circuit to recover precious metals, which are smelted into doré bars.

TEOS as the precursor of nano-silica and MTMS as co-precursor for TEOS are purchased from Dow Corning Inc. under the brand names XIAMETER® OFS-6697 and XIAMETER® OFS-6070 silane and used during the experiment. Table 2 and 3 present the pertinent specifications of the admixtures used.

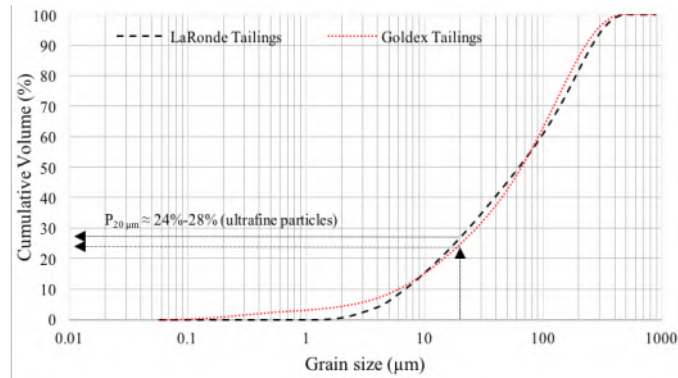


Figure 2. Cumulative particle size distribution of Laronde and Goldex tailings

Table 1. ICP-AES and XRD analyses of used tailings

ICP-AES analysis (%)			XRD quantification (%)		
Element	LaRonde tailings	Goldex tailings	Minerals	LaRonde tailings	Goldex tailings
Al	4.5	7.7	Quartz	46	18
Mg	0.36	1.4	Muscovite	9	8
Ca	0.75	3.4	Gypsum	3	-
Fe	17.9	2.2	Pyrite	26	0.7
Ti	0.03	0.04	Chlorite	8	8
Zn	0.22	-	Paragonite	6	-
S	13.8	0.2	Calcite	-	8
Na	0.1	3.6	Albite	-	55

Table 2. Properties of TEOS

Active ingredient %	Chloride content ppm	Specific gravity	SiO ₂ content %	Condition	Viscosity mm ² /S
>99	<10	0.93	28.7	Clear liquid	0.72

Table 3. Properties of MTMS

Purity wt %	Refractive index	Specific gravity	Condition	Viscosity mm ² /S
95	1.37	0.95	Clear liquid	1

Lafarge Inc. gave general use Portland cement (GU), as the single source of binding agent. The mineralogical and physical properties of the cement used are listed in Table 4. In addition, potable tap water as mixing water was used for the preparation of CPB mixtures.

Table 4. Mineralogical and physical properties of cement

Physical specification	Specific gravity		Specific surface (m ² /g)		Particle size	
	C ₃ S	C ₂ S	C ₄ AF	Calcite	D ₁₀	D ₅₀
Minerals (%)	56.8	9.5	13.5	4.6	0.6	14.11
					Gypsum	Lime
					1.2	1.5

2.2 Mixture preparation and test methods

A single binder content of 4.5wt%, considered as an optimum binding content for the mines studied, was used for all the mixtures. Based on the mass of used binder, 5% TEOS was used for CPB preparation. The addition of MTMS varied from 5% to 20% based on TEOS volume used. The mixing procedure was done at saturated condition by blending tailings with binder for 5 minutes while water was gradually added to reach ~73% solid content for CPBs prepared with LaRonde tailings and 76% for mixes prepared with Goldex tailings. Two procedures were followed to observe the effect of MTMS on water dependency of the mixtures. For samples prepared with LaRonde tailings, we fixed a slump of 155 mm by adjusting the amount of additional water. As the amount of MTMS was increased in CPB, the water requirement (155 mm slump, this optimized slump content does not cause any blockages in the pipeline during the paste's delivery to stopes) was decreased and so the solid concentration of CPB was increased (Table 5). For the samples with Goldex tailings, we did not change the amount of water in the mix, hence any change in the slump originated from the addition of MTMS (addition of TEOS alone has no or minor influence on slump Koohestani et al. 2016). Considered curing times specified at 3, 7, 14, and 28 days and for each curing time and formulation a set of triplicate samples were prepared and poured into the cylindrical molds and then sealed and left in a foggy chamber at 23°C and 90% humidity. Table 5 shows the compositions of CPB mixtures.

Table 5. Mineralogical and physical properties of cement

Formulation	TEOS content (%)	MTMS content (%)	Curing time (days)	Solid content (%)	Slump height (mm)
*LA-Control	0	0	3-28	72.9	~155
LA-TEOS	5	0	3-28	72.9	~155
LA-MTMS1	5	5	3-28	73.7	~155
LA-MTMS2	5	10	3-28	73.9	~155
LA-MTMS3	5	15	3-28	74.1	~155
LA-MTMS4	5	20	3-28	74.4	~155
**GOL-Control	0	0	3-28	76.0	~145
GOL-MTMS	5	20	3-28	76.0	~186

*LA: Laronde tailings, **GOL: Goldex tailings

The compressive strength (UCS) measurements with the pertinent standard (ASTM D 2166-91) were evaluated for the assessment of mechanical strength performance. Shape factor (height-to-diameter ratio) of CPB samples was 2 and a computer-controlled mechanical press (MTS10/GL) having a normal load capacity of 50kN and a displacement rate of 1 mm per min was used. The mean value of each triplicate samples was selected as the overall outcome.

Differential thermogravimetric analysis (DTG) was performed to assess the influence of admixtures on the mineral evolution of CPB such as minerals formed from cement hydration including calcium hydroxide (CH) or portlandite and calcium silicate hydrate (C-S-H) (Betoli et al. 2009; Gomes and Ferreira 2005; Gomes et al. 2005; Pane and Hanen 2005; Vieira et al. 2004). Apparatus SDT Q600 from TA instrument was capably used in an inert nitrogen atmosphere at a rate of 20 °C – 1000 °C. Prior to the DTG analysis, specimens were oven-dried at 60 °C for 3 days.

Scanning electron microscopy (SEM) analysis was also performed to better observe the effect of admixtures on the microstructure and morphology of CPB. In fact, SEM observation can demonstrate the influence of nano particles on the total structure of the backfill sample in micro-scale. A Hitachi 3500-N scanning electron microscope with an accelerating voltage 25 keV and current emission 110 µA was approximately used. The oven-dried specimens were broken and maintained untouched and then coated by carbon prior to SEM observation. The procedure of SEM analysis is explained elsewhere (Belem et al. 2001; Deschamps et al. 2008).

3 RESULTS AND DISCUSSION

3.1 UCS results

To find the most efficient amount of methyl silane that provides the highest UCS value, 5% to 20% of MTMS (based on TEOS volume) were added to the CPB samples prepared with Laronde tailings. All the obtained UCS results from this part of experiment are included in Figure 3. It is obvious from Figure 3 that none of CPB samples with admixtures (TEOS-MTMS) are cured at 3 days in contrast to the control sample. This indicates the retarding influence of admixtures on the hydration of Portland cement in the CPBs prepared with sulfidic tailings.

At 7 days, the samples containing admixtures had less UCS values in comparison to control sample implicating the retarding influence at this curing age. As the amount of methyl silane increased from 5%

to 20% at 7 days, the UCSs of samples increased from ~280 to 350 kPa. The UCS of LA-MTMS4 at 7 days is 10% less than that of control sample. The negative effect of organosilanes on early mechanical strength development and hydration of cementitious materials is reported in different studies (Kong et al. 2015; Švegl et al. 2008).

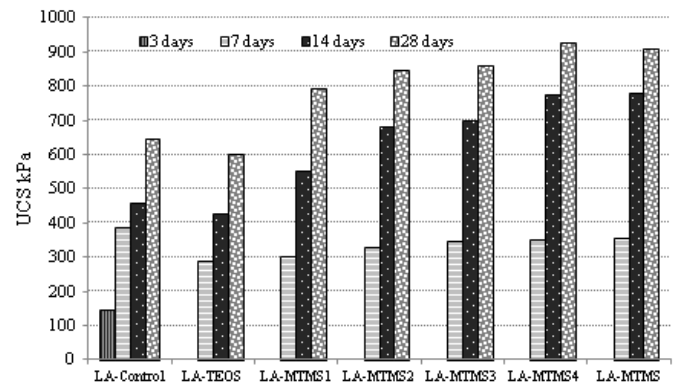


Figure 3. UCS variations between CPBs composed of Laronde tailings

At 14 days of curing, LA-TEOS specimen displayed lower UCS gain over the control, which indicates the importance of tailings type to the effectiveness of used admixtures, but it needs more investigation (as the positive influence of TEOS on CPBs prepared with non-sulfidic tailings is previously mentioned (Koohestani et al. 2016)). The addition of MTMS to TEOS, however significantly improved the UCS values (from 19% in LA-MTMS1 to 68% in LA-MTMS4 specimens). It should also be notified that the UCS values of the specimens containing 10% to 20% of methyl silane (LA-MTMS2 to LA-MTMS4) at 14 days are higher than that of control sample at 28 days. In comparison to control sample, the UCS value of LA-MTMS4 at 14 days is ~68% higher over the control at the same curing time.

At 28 days of curing time, all the formulations containing methyl-silane gained higher UCS values over the control. The UCS values of LA-MTMS2, and LA-MTMS3 at 28 days are around similar and LA-MTMS4 specimen obtained the highest strength gain improvement between all the samples (43% improvement over the control).

From this part of experiment, it was found that the addition of 20% methyl-silane (based on the volume of TEOS), obtained the highest UCS value to the CPB although it postponed the early strength development up to 14 days. It can also be notified that the addition of TEOS alone was not efficient and decreased the UCS values.

In the next step of UCS experiment, the most effective amount of MTMS (20%) was used along with 5% TEOS on CPBs prepared with Goldex tailings to observe the efficiency of admixtures on a non-sulfidic tailing. By the time of CPB preparation with Goldex tailings, we did not change the amount of water in GOL-Control and GOL-MTMS mixes. However, due to the water repellency influence of methyl silane, GOL-MTMS specimen gained 23% higher slump height over the control (Table 5). The obtained UCS results from this part of experiment are presented in Figure 4.

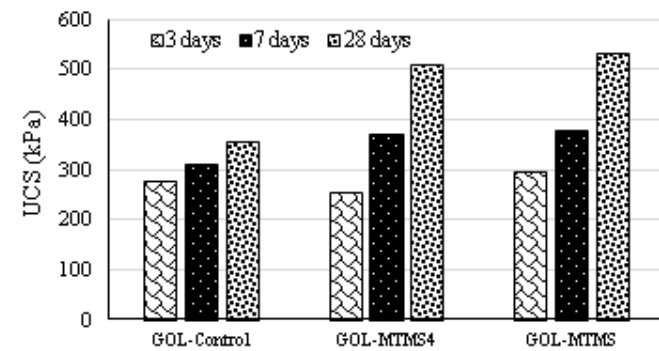


Figure 4. UCS variations between CPBs prepared with Goldex tailings

It is obvious from Figure 4 that the addition of admixtures hindered the early strength development of CPB at 3 days by decreasing the UCS value (~10%) of GOL-MTMS specimen over the control. At 7 days of curing, the UCS achievement of GOL-MTMS specimen was approximately similar to that of GOL-Control specimen at 28 days. The retarding influence of used admixtures in CPBs prepared with non-sulfidic tailings was diminished after 3 days whereas in CPBs prepared with sulfidic tailings it lasted up to 14 days. The mechanical strength development of GOL-MTMS sample at 28 days was about 42% higher over the control, which is in a good agreement with the same improvement on CPBs composed of sulfidic tailings.

3.2 Water content and consumption

Changes in the gravimetric water contents of CPBs prepared with Laronde and Goldex tailings are included in Table 6. At the time of mix preparation, the water contents of CPB specimens prepared with Laronde and Goldex tailings were 37.2% and 31.6% respectively. The upper limit water loss occurred from the time of mixture preparation (at completely saturated condition) to 3 days of curing time in LA-

Control sample from 37.2% to 31.2% (~6%), which mainly occurred due to the self-weight consolidation (since CPB was not self-supportive). Due to the consolidation effect, some amounts of water always were accumulated at the top of CPB samples in the plastic moulds (bleeding influence).

Table 6. Water content of CPBs with LaRonde tailings

Formulation	Water content %			
	3 days	7 days	14 days	28 days
LA-Control	31.23	29.92	29.33	28.45
LA-MTMS4	N/A	30.76	27.19	26.12
GOL-Control	30.35	29.23	29.11	28.21
GOL-MTMS	30.50	29.34	29.22	28.15

*LA: Laronde tailings, **GOL: Goldex tailings

As it is shown in Table 6, the variations of water contents between different specimens were more or less similar especially after 3 days (can be attributed to the binder hydration). For the specimens prepared with Goldex tailings, the amount of water content changed similarly although they had different slump heights (Table 5). For the specimens prepared with LaRonde tailings, the water contents of LA-MTMS4 showed some reduction over the control that shows the less-added amount of water for this mixture in addition to chemical reactivity of admixtures.

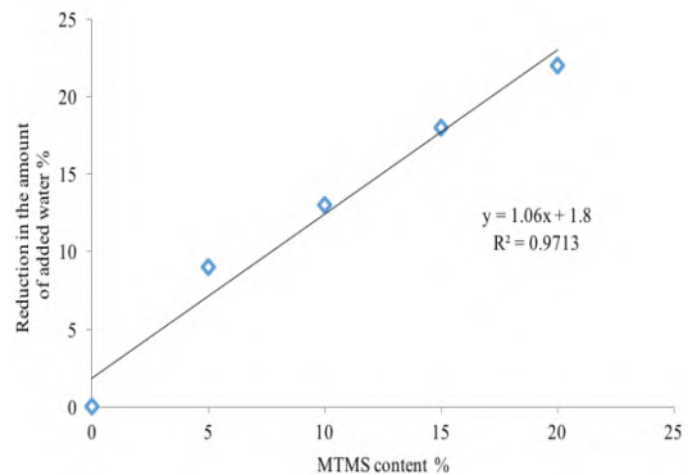


Figure 5. Correlation between CPB's water reduction and MTMS content

Figure 5 displays the water dependency of the mixtures to MTMS content for the preparation of a target slump height. As can be seen clearly from Figure 5, the addition of MTMS decreased the CPBs water dependency for a specific slump height. As the amount of MTMS was increased to 20%, a 22%

reduction in the water consumption was achieved. At this level, the solid concentration of LA-MTMS4 was increased to 74.4% (Table 5), which displays 1.5% higher solid concentration over the control (72.9%). As a result, higher amount of tailings can be delivered to the mine voids on each cycle of backfilling even if being small. A high correlation coefficient (0.97) was calculated between MTMS contents and water reduction levels for different CPB formulations prepared with Laronde tailings.

3.3 DTG results

The differential thermogravimetric (DTG) analysis was performed on CPB specimens prepared with Goldex tailings (GOL-Control and GOL-MTMS) at a curing time of 3 and 28 days of (Figure 6).

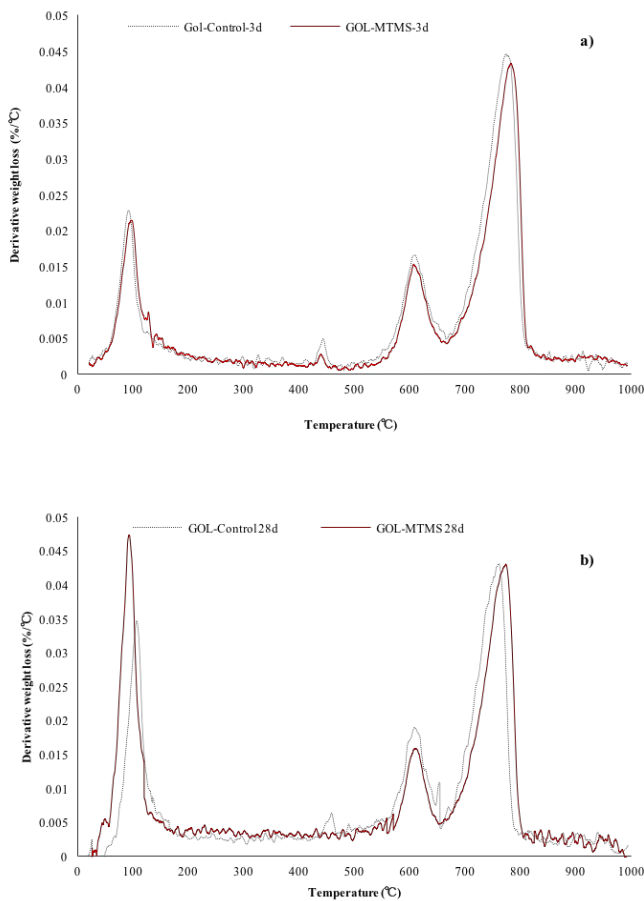


Figure 6. DTG analysis of control and MTMS4 samples at a curing time of 28 days

It is clear from Figure 6 that there are four major peaks between the temperatures 90-95, 320-445, 609 and 750-775°C. Generally, existing peak at the range 90 to 95°C represents the dehydration of C-S-H phase (loss of bonded water) (Alarcon-Ruiz et al. 2005; Cizer 2009; Heikal et al. 2013; Ouellet et al. 2006). The second major peak between temperatures

320 to 475°C is ascribed to the decomposition of portlandite (Blgham et al. 1990; Hu et al. 2006; Jorgensen and Moyle 1982; Kamel et al. 1972; Masset et al. 2006; Swamy and Prasad 1981; Swamy et al. 1979). The third major peak and fourth major peaks at 609°C and 750-775°C can demonstrate the decomposition of albite, chlorite, and carbonate-based minerals (present in the Goldex mine tailings) (Alarcon-Ruiz et al. 2005; Cheyrezy et al. 1995; Feng et al. 2012; Gualtieri and Tartaglia 2000; Ion et al. 2010; Makó 2007). The aim of DTG analysis was to observe the C-S-H and CH variations in this study; hence we did not consider the peaks at 609 and 750-775°C.

As can be seen from Figure 6a, the derivative weight loss between GOL-Control and GOL-MTMS at 95°C (pertinent to C-S-H change) at 3 days is minor (changing from 0.021 to 0.022), but at 28 days of curing the same weight loss is noticeable (changing from 0.037 to 0.047 in Figure 6b). It can be asserted that the formation of C-S-H in control sample at 3 days was ~5% higher, but at 28 days the C-S-H content of GOL-MTMS was approximately 38% higher. Higher availability of C-S-H at 28 days justifies the higher UCSs in GOL-MTMS sample.

The formation of portlandite in both of the samples at 3 days occurred at 436-442°C (Figure 6). As can be observed from Figure 6a, the amount of weight loss regarding the formation of CH in GOL-Control (0.0045) was about two times higher than that of GOL-MTMS (0.0023). This phenomenon can justify the retarding influence of admixtures on the hydration of cement by reducing the formation of CH at early ages (Gomes et al. 2005; Kang et al. 2015). At 28 days (Figure 6b) the formation of CH in GOL-MTMS sample is not visible in comparison to control that may involve the pozzolanic influence of nano-silica on CH resulting in added formation of C-S-H (Abd El Aleem et al. 2014; Flores-Vivian et al. 2013).

3.4 SEM results

SEM observations were performed on GOL-Control and GOL-MTMS samples at 28 days (Figure 7) in order to observe any difference between the general microstructural views of both specimens. It is supposed that the reactivity of admixtures (TEOS-MTMS) within the CPB mixture will influence the total microstructure and morphology of material. As can be observed from Figure 7a, control specimen at 28 days of curing displays some discontinuities and fractures inside the CPB mass whereas the structure of GOL-MTMS sample (Figure 7b) is more compact

and dense. Provided micrographs implicate the higher fulfillment of formed minerals from the hydration of cement (as generally proved via DTG). In addition, it can be asserted that the hydrolysis and condensation of TEOS and MTMS resulted in higher physical bonding influence among particles in GOL-MTMS specimen.

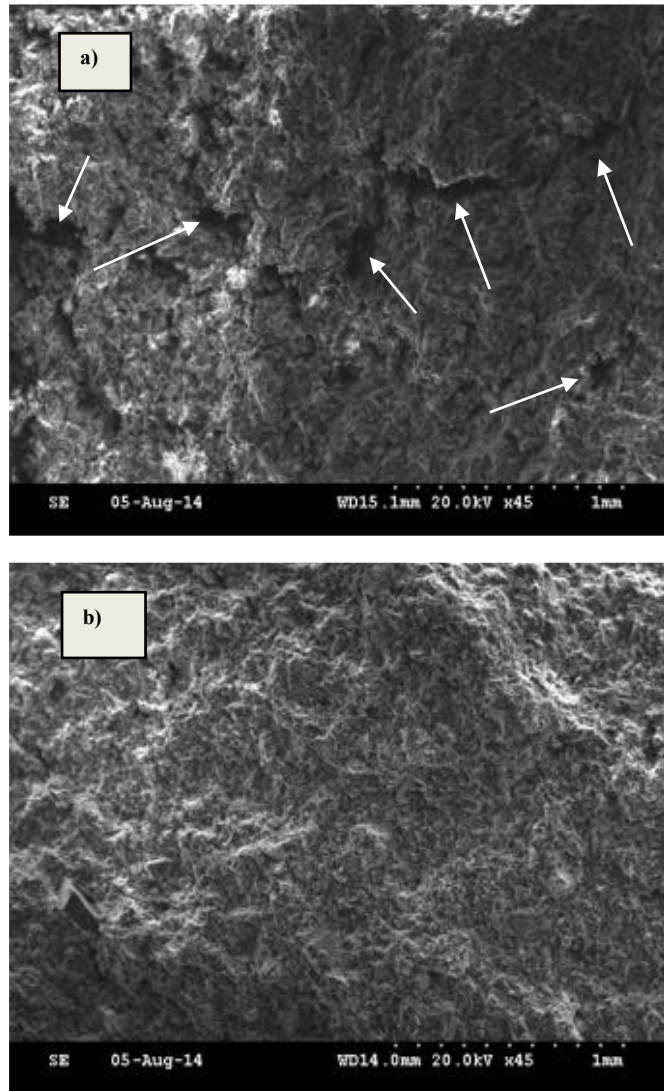


Figure 7. SEM micrographs of (a) GOL-Control and (b) GOL-MTMS specimens

4 CONCLUSIONS

In this study, the effect of MTMS along with TEOS was examined on physical, chemical, microstructural and mechanical properties of CPB samples. Based on the obtained results, the following conclusions can be asserted:

- ✓ Addition of TEOS alone had negative influence on mechanical strength of CPBs prepared with sulfidic tailings.

- ✓ Addition of MTMS to the specimens containing TEOS improved the UCS values (up to 43% at 28 days), but the hydration process could be postponed (up to 14 days) depending on type of tailings.
- ✓ Addition of MTMS also reduced the water requirement of the CPB specimens for a target slump height. In this case, the higher solid concentration of CPBs was achievable.
- ✓ The higher amount of C-S-H in CPB was achievable by the addition of MTMS and TEOS admixtures, which mainly was confirmed via DTG analysis.
- ✓ The SEM images highlighted a higher dense and cross-linked matrix as a result of admixture addition over the control implicating the higher formation C-S-H and silica gel.
- ✓ The influence of MTMS/TEOS admixtures was not similar on the CPBs prepared with different tailings (sulfidic and non-sulfidic).
- ✓ In CPB samples, a reduction in early strength development was observed, but the retarding influence of admixtures was more severe on the CPBs prepared with sulfidic tailings.

This research has implicated that it is beneficial to study the use of different amounts of tailings along with MTMS and cement. In addition, an economic assessment is also beneficial to validate the use of tailings with cementitious materials, especially when used with admixtures.

REFERENCES

- Abd El Aleem, S., Heikal, M. and Morsi, W., 2014. Hydration characteristic, thermal expansion and microstructure of cement containing nano-silica. *Construction and Building Materials*, 59, 151-160.
- Alarcon-Ruiz, L., Platret, G., Massieu, E. and Ehrlicher, A., 2005. The use of thermal analysis in assessing the effect of temperature on a cement paste mix. *Cement and Concrete Research*, 35, 609-613.
- Beaudoin, J.J., Dramé, H., Raki, L. and Alizadeh, R., 2009. Formation and properties of CSH-PEG nano-structures. *Materials and Structures*, 42 (7), 1003-1014.
- Belem, T. and Benzaazoua, M., 2008. Design and application of underground mine paste fill technology. *Geotechnical and Geological Engineering*, 26 (2), 147-174.
- Belem, T., Bussière, B. and Benzaazoua, M., 2001. The effect of microstructural evolution on the physical properties of

- paste backfill. In: Proceedings of the 8th International Conference on Tailings and Mine Waste, Fort Collins, January 16-19, Fort Collins, Colorado, United States, A.A. Balkema:Rotterdam, 365-374.
- Benzaazoua, M., Fall, M. and Belem, T., 2004. A contribution to understanding the hardening process of cemented paste fill. *Minerals Engineering*, 17 (2), 141-152.
- Betoli, A.M., Hoppe Filho, J., Cincotto, M.A., Gleize, P.J.P. and Pileggi, R., 2009. Chemical interaction between EVA and Portland cement hydration at early-age. *Construction and Building Materials*, 23, 3332-3336.
- Blgham, J.M., Schwertmann, U., Carlson, L. and Murad, E., 1990. A poorly crystallized oxyhydroxysulfate of iron formed by bacterial oxidation of Fe (II) in acid mine waters. *Geochimica et Cosmochimica Acta*, 54, 2743-2758.
- Cihangir, F., Ercikdi, B., Kesimal, A., Turan, A. and Deveci, H., 2012. Utilisation of alkali-activated blast furnace slag in paste backfill of sulphide mill tailings: Effect of binder type and dosage. *Minerals Engineering*, 30, 33-43.
- Chen, G., Zhou, S., Gu, G., Yang, H. and Wu, L., 2005. Effects of surface properties of colloidal silica particles on redispersibility of acrylic-based polyurethane silica composites. *Journal of Colloid and Interface Science*, 281, 339-350.
- Cheyrezy, M., Maret, V. and Frouin, L., 1995. Microstructural analysis of RPC (reactive powder concrete). *Cement and Concrete Research*, 25, 1491-1500.
- Cizer, Ö., 2009. Competition between carbonation and hydration on hardening of calcium hydroxide and calcium silicate binders. PhD Dissertation, K.U. Leuven, Belgium.
- Clark, C.C., Vickery, J.D. and Backer, R.R., 1995. Transport of total tailings paste backfill: results of full-scale pipe test loop pumping tests. *Bureau of Mines*, 1-45.
- Cornelius, C., Hibshman, C. and Marand, E., 2001. Hybrid organic-inorganic membranes. *Separation and Purification Technology*, 25, 181-193.
- Coussy, S., Benzaazoua, M., Blanc, D., Moszkowicz, P. and Bussière, B., 2011. Arsenic stability in arsenopyrite-rich cemented paste backfills: A leaching test-based assessment *Journal of Hazardous Materials*, 185, 1467-1476.
- Deschamps, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., Aubertin, M. and Belem, T., 2008. Microstructural and geochemical evolution of paste tailings in surface disposal conditions. *Minerals Engineering*, 21, 341-353.
- Ercikdi, B., Yilmaz, T. and Kulekci, G., 2014. Strength and ultrasonic properties of cemented paste backfill. *Journal of Ultrasonics*, 54 (1), 195-204.
- Fall, M., Célestin J.C., Pokharel, M. and Touré, M., 2010. A contribution to understanding the effects of curing temperature on mechanical properties of cemented tailings backfill. *Engineering Geology*, 114, 397-413.
- Feng, D., Provis, J.L. and Deventer, J.S.J., 2012. Thermal activation of albite for synthesis of one-part mix polymers. *Journal of the American Ceramic Society*, 95, 565-572.
- Flores-Vivian, I., Pradoto, R.G.K., Moini, M. and Sobolev, K., 2013. The use of nanoparticles to improve the performance of concrete. *The 12th International Conference on Recent Advances in Concrete Technology and Sustainability Issues*, United States, 1-15.
- Franceschini, A., Abramson, S., Mancini, V., Bresson, B., Chassenieux, C. and Lequeux, N., 2007. New covalent bonded polymer – calcium silicate hydrate composites. *Journal of Materials Chemistry*, 17, 913-922.
- Geffers, M., Baralet, J., Grol, J., Gureck, U., 2015. Dual-setting brushite-silica gel cement. *Acta Biomaterial*, 11, 467-476.
- Gomes, C. and Ferreira, O.P. 2005. Analyses of microstructural properties of VA/VeoVA copolymer modified cement pastes. *Polímeros*, 15, 193-198.
- Gomes, C.E.M., Ferreira, O.P. and Fernandes, M.R., 2005. Influence of vinyl acetate-versatic vinylester copolymer on the microstructural characteristics of cement pastes. *Journal of Materials Research*, 8, 51-56.
- Grice, T., 1998. Underground mining with backfill. *The 2nd Mine Tailings Disposal Systems*, Australia, 1-14.
- Gualtieri, A.F. and Tartaglia, A., 2000. Thermal decomposition of asbestos and recycling in traditional ceramics. *Journal of the European Ceramic Society*, 20, 1409-1418.
- Heikal, M., Abd El Aleem, S. and Morsi, W.M., 2013. Characteristics of blended cements containing nano-silica. *HBRC Journal*, 9, 243-255.
- Hermanson, G., 2010. *Bioconjugate Techniques*. Bioconjugate Techniques Series. Elsevier Science, 1-150.
- Hou, P., Kawashima, S., Kong, D., Corr, D.J., Qian, J. and Shah, S.P., 2013. Modification effects of colloidal nano SiO₂ on cement hydration and its gel property. *Composites Part B: Engineering*, 45, 440-448.
- Hu, G., Dam-Johansen, K., Wedel, S., and Hansen, J.P., 2006. Decomposition and oxidation of pyrite. *Progress in Energy and Combustion Science*, 32, 295-314.
- Ion, R-M., Ion, M-L., Fierascu, R.C., Serban, S., Dumitriu, I., Radovici, C., Bauman, I., Cosulet, S. and Niculescu, V.I.R., 2010. Thermal analysis of Romanian ancient ceramics. *Thermal Analysis and Calorimetry*, 102, 393-398.
- Ji, T., 2005. Preliminary study on the water permeability and microstructure of concrete containing nano-SiO₂. *Cement and Concrete Research*, 35, 1943-1947.
- Jorgensen, F.R.A., Moyle, F.J., 1982. Phases formed during the thermal analysis of pyrite in air. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 25, 473-485.
- Kamel, A.H., Sawires, Z., Khalifa, H., Saleh, S.A., Abdallah, A.M., 1972. The thermal decomposition of ferrous sulphate heptahydrate: Part I - Dehydration and oxidation, *Journal of Applied Chemistry and Biotechnology*, 22, 591-598.
- Kang, S., Kim, J., Moon, C., Song, M., 2015. Early hydration-retarding mechanism of polymer-modified cement. *Journal of Materials Research Innovations*, 19, 18-22.
- Kesimal, A., Yilmaz, A., Ercikdi, B., Alp, I. and Deveci, H., 2005. Effect of properties of tailings and binder on the short and long terms strength and stability of cemented paste backfill. *Materials Letters*, 59, 3703-3709.
- Kesimal, A., Yilmaz, E. and Ercikdi, B., 2004. Evaluation of paste backfill mixtures consisting of sulphide-rich mill tailings and varying cement contents. *Cement and Concrete Research*, 34 (10), 1817-1822.
- Klein, L.C. and Jitianu, A., 2010. Organic-inorganic hybrid melting gels. *Journal of Sol-Gel Science and Technology*, 55, 86-93.

- Kong, D., Du, X., Wei, S., Zhang, H., Yang, Y. and Shah, S.P., 2012. Effect of nano-silica agglomeration on microstructure and properties of the hardened cement-based materials. *Construction and Building Materials*, 37, 707-715.
- Kong, X-M., Liu, H., Lu, Z-B. and Wang, D-M., 2015. The effect of silanes on hydration and strength development of cementitious systems. *Cement and Concrete Research*, 67, 168-178.
- Koohestani, B., Belem, T., Koubaa, A. and Bussière, B., 2013. Investigation of natural fibres reinforced cemented paste backfill (NFR-CPB). *GéoMontréal'13*, Montreal, 1-9.
- Koohestani, B., Belem, T., Koubaa, A. and Bussière, B., 2016. Experimental investigation into the compressive strength development of cemented paste backfill containing Nano-silica. *Cement and Concrete Composites*, 72, 180-189.
- Koohestani, B., 2017. Effect of saline admixtures on mechanical and microstructural properties of cementitious matrices containing tailings. *Construction and Building Materials*, 156, 1019-1027.
- Lin, O., Akil, H., Mohd. and Ishak, Z., 2011. Surface-activated nanosilica treated with silane coupling agents polypropylene composites: Mechanical, morphological, and thermal studies. *Polymer Composites*, 32, 1568-1583.
- Makó, É., 2007. The effect of quartz content on the mechanical activation of dolomite. *Journal of the European Ceramic Society*, 27, 535-540.
- Masset, P., Poinso, J-Y. and Poignet, J-C., 2006. TG/DTA/MS study of the thermal decomposition of $\text{FeSO}_4 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 83, 457-462.
- Matsuda, A., Matsuno, Y., Tatsumisago, M. and Minami, T., 1998. Fine patterning and characterization of gel films derived from methyltriethoxysilane and tetraethoxysilane. *Journal of the American Ceramic Society*, 81, 2849-2852.
- Ouellet, S., Bussière, B., Mbonimpa, M., Benzaazoua, M. and Aubertin, M., 2006. Reactivity and mineralogical evolution of an underground mine sulphidic cemented paste backfill. *Minerals Engineering*, 19, 407-419.
- Pane, I. and Hanen, W., 2005. Investigation of blended cement hydration by isothermal calorimetry and thermal analysis. *Cement and Concrete Research*, 35, 1155-1164.
- Qing, Y., Zenan, Z., Deyu, K. and Rongshen, C., 2007. Effect of nano- SiO_2 addition on properties of hardened cement paste as compared with silica fume. *Construction and Building Materials*, 21, 539-545.
- Qing, Y.E., Zenan, Z., Li, S. and Rongshen, C., 2006. A comparative study on the pozzolanic activity between nano- SiO_2 and silica fume. *Journal of Wuhan University of Technology-Materials Science Edition*, 21, 153-157.
- Senff, L., Labrincha, J.A., Ferreira, V., Hotza, D. and Repette, W.L., 2009. Effect of nano-silica on rheology and fresh properties of cement pastes and mortars. *Construction and Building Materials*, 23, 2487-2491.
- Singh, L.P., Karade, S.R., Bhattacharyya, S.K., Yousuf, M.M. and Ahalawat, S., 2013. Beneficial role of nanosilica in cement based materials – A review. *Construction and Building Materials*, 47, 1069-1077.
- Smitha, S., Shajesh, P., Mukundan, P., Nair, T.D.R. and Warriar, K., 2007. Synthesis of biocompatible hydrophobic silica-gelatin nano-hybrid by sol-gel process. *Colloids and Surfaces B: Biointerfaces*, 55, 38-43.
- Sobolev, K. and Gutiérrez, M.F., 2005. How nanotechnology can change the concrete world. *ACS Bulletin*, 84, 1-14.
- Stepkowska, E.T., Blanes, J.M., Real, C. and Perez-Rodriguez, J.L., 2005. Hydration products in two aged cement pastes. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 82, 731-739.
- Švegl, F., Šuput-Strupi, J., Škrlep, L. and Kalcher, K., 2008. Effect of aminosilanes on macroscopic properties of cement paste. *Cement and Concrete Research*, 38, 945-954.
- Swamy, M.S. and Prasad, T.P., 1981. Thermal analysis of iron (II) sulphate heptahydrate in air. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 20, 107-114.
- Swamy, M.S.R., Prasad, T.P. and Sant, B.R., 1979. Thermal analysis of ferrous sulphate heptahydrate in air. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 15, 307-314.
- Thomas, J.J., Jennings, H.M. and Chen, J.J., 2009. Influence of nucleation seeding on the hydration mechanisms of tricalcium silicate and cement. *The Journal of Physical Chemistry C*, 113, 4327-4334.
- Tobón, J.I., Payá, J.J., Borrachero, M.V. and Restrepo, O.J., 2012. Mineralogical evolution of Portland cement blended with silica nanoparticles and its effect on mechanical strength. *Construction and Building Materials*, 36, 736-742.
- Venkateswara Rao, A., Kulkarni, M.M., Amalnerkar, D.P. and Seth, T., 2003. Superhydrophobic silica aerogels based on methyltrimethoxysilane precursor. *International Journal of Non-Crystalline Solids*, 330, 187-195.
- Vieira, E.F.S., Cestari, A.R., da Silva, R.G., Pinto, A.A., Miranda, C.R. and Conceição, A., 2004. Use of calorimetry to evaluate cement slurry resistance to the attack of acid solutions. *Thermochimica Acta*, 419, 45-49.
- Wojcik, A. and Klein, L., 1995. Transparent inorganic/organic copolymers by the sol-gel process: Thermal behavior of copolymers of tetraethyl orthosilicate (TEOS), vinyl triethoxysilane (VTES) and (meth) acrylate monomers. *Journal of Sol-Gel Science and Technology*, 5, 77-82.
- Yilmaz, E., Belem, T. and Benzaazoua, M., 2014. Effects of curing and stress conditions on hydromechanical, geotechnical and geochemical properties of cemented paste backfill. *Engineering Geology*, 168, 23-37.
- Yilmaz, E., Belem, T., Bussière, B. and Benzaazoua, M., 2011. Relationships between microstructural properties and compressive strength of consolidated and unconsolidated cemented paste backfill. *Cement and Concrete Composites*, 33, 702-715.

Potasyum Katyonunun Soma Havzasındaki Killi Zeminlerin Stabilizasyonuna Etkisi

Effect of Potassium Cation on Stabilization of Clayey Soils in Soma Basin

Can Berk Kocaman, Kerim Küçük

Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü, Tınaztepe Buca İzmir

ÖZET: Bazı killer içeriğindeki mineraller nedeniyle şişme özelliğine sahiptirler. Özellikle simektit grubu kil mineralleri içeren killer şişme kabiliyeti olan killerdir. Bu killer, bünyelerine su aldıkları zaman şişme eğilimi gösterirler ve yeraltı açıklıklarında önemli miktarda deformasyona neden olurlar. Bu yüksek deformasyon miktarı ise madencilik operasyonlarını olumsuz etkilemektedir. Bu çalışmada bu olumsuzlukları ortadan kaldırmak amacıyla Soma havzasından 3 farklı noktadan alınmış kil örneğine ağırlıkça %10 %15 %20 oranında KCl ile karıştırılarak Likit limit ve Plastisite indeksi değerlerinin değişimi gözlenmiştir.

ABSTRACT: Some of the clay minerals have swelling properties. Especially clay-containing clays of smectite group clay minerals have swellability. These clays tend to swell when they receive a significant amount of water in their body and cause deformation of underground openings. This high amount of swelling deformation have negative affects on mining operations. In this study, changes of the liquid limit and plasticity index values were observed by mixing with 10% 15% 20% KCl by weight in the clay samples from 3 different locations in Soma basin in order to eliminate these negative effects.

1 GİRİŞ

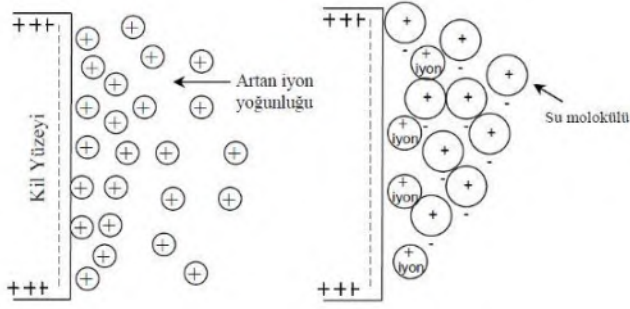
Su içeriğinin artmasıyla birlikte hacminde artış, su içeriği azaldığında ise büzülme oluşan zeminlere “şişen zeminler” denilmektedir. Suyula temas ettiklerinde Şişen zeminler çoğunlukla montmorillonit tipi kil minerali içeren zeminler olup, genellikle dünyanın birçok bölgesinde görülmekle birlikte kurak ve yarı kurak iklim özellikleri taşıyan bölgelerde daha yaygın görülür. Şişen zeminler Amerika, Kanada, İsrail, Güney Afrika, Avustralya, Hindistan, Sudan, Peru, İspanya (Akawwi ve ark. 2001;Coduto, 2001; Popescu, 1979; Sridharan ve ark, 2004; Xeidakis vd. 2004), Ürdün, Yunanistan, Kuzey Kıbrıs, Çin ve Romanya gibi ülkelerin yanı sıra Türkiye’de de bulunmaktadır.

Bazı kil mineralleri bünyelerine su aldıkları zaman şişme eğilimi gösterirler ve yeraltı açıklıklarında önemli miktarda deformasyona neden olurlar. Bu yüksek deformasyon miktarı ise yeraltı açıklıklarında uygulanan tahkimatı tahrip ettiği gibi, aynı zamanda bu açıklıklarda yapılan madencilik-tünelcilik operasyonlarını olumsuz etkilemektedir. Karşılaşılan bu olumsuzlukların önüne geçmek için çeşitli zemin stabilizasyon yöntemleri geliştirilmiştir. Bu çalışma kapsamında kimyasal katkılı zemin stabilizasyon

yöntemlerinden biri olan inorganik tuzlarla stabilizasyon yönteminin Soma havzasından gelen örneklerin üzerinde uygulanması ve Likit Limit ve plastisite indeksi üzerine etkisi ve saha çalışmalarına öngörü oluşturmak amacı taşımaktadır.

2 KILLERDE ŞİŞME DAVRANIŞI

Kil mineralleri, genellikle yüzeylerinde negatif ve uç kısımlarında ise pozitif elektrik yüklerine sahip tabakalı partiküllerdir. Su elektriksel olarak nötr olsa da biri negatif biri de pozitif olmak üzere iki yük merkezi bulunmaktadır. Kil partikülleri etrafında su üç farklı şekilde absorbe edilebilmektedir. Bunlardan ilk su molekülü kil kristalin yüzeyi tarafından elektrostatik olarak çekilmektedir. Ayrıca ikinci olarak su, kil kristali tarafından hidrojen bağı ile tutulmaktadır. Başka bir ifade ile sudaki hidrojen kil yüzeyindeki oksijenler veya hidroksiller tarafından çekilmektedir. Üçüncüsü ise negatif yüklü kil yüzeyi su içerisindeki katyonları çekmektedir (Şekil 1).



Şekil 1 Kil yüzeyi ve absorbe edilen su mekanizması (İnan 2010).

Killerde iki tür şişme meydana gelebilmektedir. (Patel vd. 2007)

a) Birinci tür şişme-yüzey nemlendirme: Su moleküllerinin kristal yüzeylere adsorbe edildiği şişmedir. Müteakip su moleküllerinin katmanları, birim tabakalar arasında yarı kristal yapı oluşturmak üzere hizalanmaktadır. Bu da artan bir c-aralığı ile sonuçlanmaktadır. Her çeşit kil, bu şekilde şişme gösterebilir.

b) İkinci tür şişme- Osmotik şişme: Bir kil mineralindeki birim tabakalar arasındaki katyon konsantrasyonu çevredeki katmanlardan daha yüksek olduğunda su, birim katmanlar arasında ozmotik olarak çekilmektedir. Buna bağlı olarak c-aralığı da artmaktadır. Osmotik şişme, yüzeysel hidrasyona göre daha fazla hacim artışı ile sonuçlanmaktadır. Ancak sodyum montmorillonit gibi sadece birkaç kil bu şekilde şişmektedir (Patel ve diğerleri 2007).

Kil kompozisyonu ve şişme arasındaki anlamlı ilişki, katyon ayrışması kavramı ile açıklanmaktadır. Bu teoriye göre; montmorilyonit grubuna dâhil bir kil minerali suyun içinde dağıldığında çoğunlukla yapısal bağlar arasında bulunan ayrılmaya meyilli ilişkili katyonları birbirinden ayırarak yapısal birimlerin bir kısmını negatif yüklü bırakmaya meyilli olmaktadır. Ayrıca negatif yüklenmiş parçacıklar birbirlerini itmeye meyilli bir davranış sergilemektedir. Eğer yük miktarı fazla olur ise bu itme etkisi kile şişme görüntüsü kazandırabilmektedir. İlişkili katyon kalsiyum iken oluşan ayrışmanın derecesi büyük miktarda bir şişmeye yol açmaz iken baskın katyon sodyum iken ayrışma derecesi çok daha fazla olmaktadır.

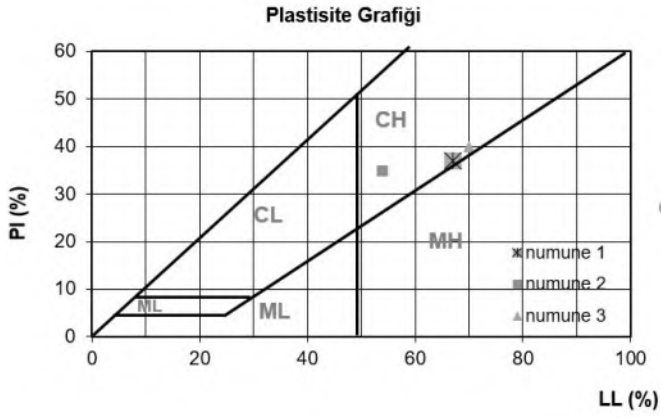
Şişmenin ayrışma ile ilişkili olduğu varsayımına göre, Sodyum montmorilyonitlerin şişme hacimlerinde azalma demir veya magnezyumun alüminyum ile oktahedral tabakada yer değiştirmesinde artış kil biriminin ayrışmasını etkilemektedir. Yer değiştirme olayını gerçekleştirmiş iyonlar alüminyum ile karşılaştırıldığı zaman farklı polarizasyon özelliklerine sahip olmaları nedeniyle yapı boyunca elektronların yeniden dağıtılmasına neden olmaktadır. Bu nedenle de kil ünitesinin bağlanma enerjisini ve iyonizasyon sabitini etkilemektedir. Oktahedral süstitüsyonun artmasına bağlı olarak şişme hacimlerindeki azalma, kil biriminin ayrışmasında yer değiştirmelerin etkisinin azalma yönünde olduğunu göstermektedir (Foster, 1955).

3 KİL NUMUNELERİNİN GENEL ÖZELLİKLERİ

Elimizde Soma havzasındaki 3 farklı ocaktan alınan numunelerinin Birim Hacim ağırlık doğal su içeriği ve koni düşüme yöntemiyle Plastik Limit, Likit Limit özellikleri çizelge 1 de verilmektedir. Numuneler Birleştirilmiş Zemin sınıflandırma sistemine göre CH sınıfında yer almaktadırlar. Birleştirilmiş zemin sınıflandırma sisteminde İlk harf C baskın olarak kil ikinci harf olan H yüksek plastisiteyi ifade etmektedir.

Çizelge 1: Zeminlerin Genel Özellikleri

Numune Özellikleri	Numune 1	Numune 2	Numune 3
Likit Limit	67	54	70
Plastik Limit	30	19	30
Plastiklik İndeksi	37	35	40
Birim Hacim Ağırlık	2,55	2,45	2,8
Zemin Sınıfı	CH	CH	CH



Şekil 2. Birleştirilmiş Zemin sınıflandırma sistemine göre numunelerin sınıflandırılması USCS (ASTM D-2487)

Çizelge 2: Plastiklik indeksi ile şişme potansiyeli arasındaki bağlantı (Yıldırım ve Acar 1994).

Plastiklik indeksi	Şişme Potansiyeli
0-15	Düşük
10-35	Orta
20-35	Yüksek
>35	Çok Yüksek

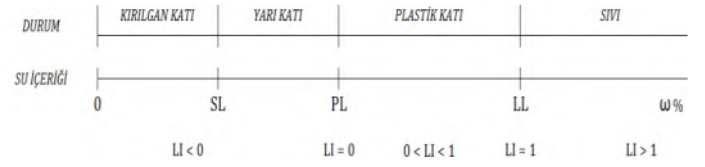
plastiklik indeksi değeri 35 ten yukarı çıkan zeminlerin şişme potansiyeli Çok yüksek olarak sınıflandırılır. (Çizelge 2). Çalışma için alınan numuneler üzerinde yapılan likit limit ve plastik limit değerleri sonucundan elde edilen plastiklik indeksleri görüldüğü üzere 35 ten yukarıda çıkmaktadır. Bu nedenle üç örneğin de şişme potansiyelinin çok yüksek olduğunu söyleyebiliriz.

4 LABORATUVAR ÇALIŞMALARI

4.1 Atterberg Limitleri

Boşluklardaki suyun varlığı zeminlerin mühendislik davranışını, özellikle de ince taneli zeminlerinkini etkilemektedir. Bir zeminde ne kadar su bulunduğunu (ω) bilmek tek başına yeterli olmamaktadır. Bu su içeriğinin belirli mühendislik davranışını veren standart değerler ile karşılaştırılması gerekmektedir.

Atterberg limitlerine göre numunenin su içeriğinin nerede olduğunu bilmek, onun mühendislik davranışı hakkında bilgi sahibi olmak demektir. Dolayısıyla Atterberg limitleri, zemin davranışında belirli limitlerdeki veya kritik aşamalardaki su içeriğini ifade etmektedir (Şekil 2).

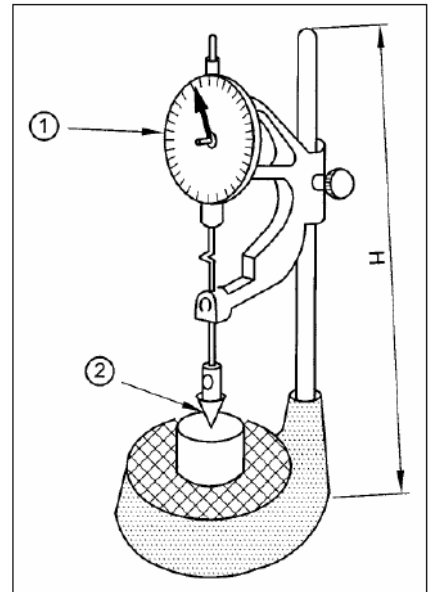


Şekil 3. Atterberg Limitleri

Kıvam ile kohezyonlu zeminlerde, zeminin sertlik-yumuşaklık durumu belirtilir. Bu durumlar, böyle zeminlerin taşıma gücü vb. özelliklerini etkiler. İsveçli Atterberg (1911), bu durumları ve bunları ayıran sınır su muhtevalarına, Atterberg limitleri veya kıvam limitleri denilir (Uzuner, 2005).

Bu çalışma kapsamında Atterberg limitlerinin tayini amacıyla koni düşürme yöntemi uygulanmıştır. Koni düşürme yöntemi operatör ve ekipmana bağlı kalmadan daha iyi tekrarlanabilirlik ve daha az değişkenlik göstermesi sebebiyle Casagrande yöntemine göre daha tercih edilebilir bir yöntemdir (Houlsby 1982).

Koni düşürme yöntemi havada kurutulmuş zeminin likit limitinin bulunması ile ilgili olup, doğal su muhtevalarındaki zeminlere uygulanabilmektedir. Şekil 4 'de likit limit tayininde kullanılan koni düşürme cihazı verilmektedir.



Şekil 4. Likit limit tayininde kullanılan koni düşürme cihazı (TSE, 2006).

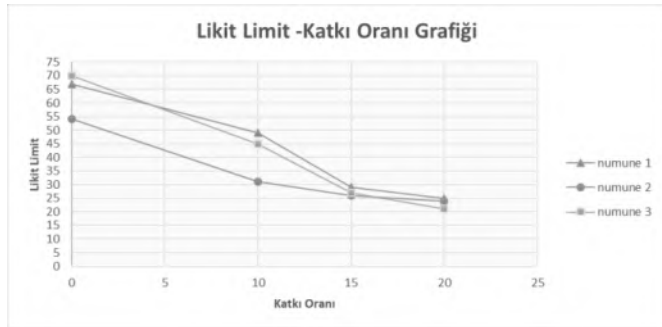
Bu çalışmada, Soma havzasından alınan değişik plastik ve likit limit özelliklerine sahip zemin

örneklerine karıştırıcı vasıtasıyla her 100 gram zemin numunesine karşılık ağırlıkça %10 %15 %20 oranda KCl denk gelecek şekilde karıştırıcı yardımıyla karıştırılmıştır ve düşey koni yöntemi ile Likit Limit testleri yapılmıştır.

Çizelge 3. Likit Limit ve Plastik Limit Deney Sonuçları

	Numune 1			Numune 2			Numune 3		
Katkı Oranı	%10	%15	%20	%10	%15	%20	%10	%15	%20
Likit Limit	49	29	25	31	26	24	45	27	21
Plastik Limit	22	14	18	22	20	19	21	21	17
Plastisite İndeksi	27	15	7	9	6	5	24	6	4

Çizelge 3’de görüleceği üzere ortamda bulunan Potasyum Klorür oranı arttıkça Likit limit değerlerinin azaldığı gözlemlenmiştir. Likit Limit değerindeki azalmanın grafiksel gösterimi Şekil 5’te görülmektedir.



Şekil 5. Likit Limit KCl katkı oranı Grafiği

5 SONUÇLAR

Bu çalışmada, Soma bölgesindeki 3 farklı ocaktan alınan kil örnekleri üzerinde ağırlıkça %10 %15 %20 KCl konsantrasyonları eklenmiş ve likit limit değerlerindeki değişimler gözlemlenmiştir. Bu çalışmaya göre,

Yüksek plastisiteli killi (CH) zeminlerin stabilizasyonunda potasyum klorür kullanılması sonucunda likit limit değerlerinde azalma meydana gelmektedir. Deneyler sonucunda plastisite indeksi değerlerinde azalma meydana gelmiştir. Plastisite indeksi değerlerindeki bu azalma zeminin şişme

potansiyelini kaybetmeye başladığının göstergesidir.

%20 KCl katkı uygulandığında bütün numuneler USCS Sınıflandırma sistemine göre düşük plastisiteli silt – ML olarak sınıflandırılmıştır. Her 3 numune için de ağırlıkça %20 oranının üzerinde uygulanan katkı miktarı likit limit değerlerinde önemli bir değişikliği yol açmamıştır.

TEŞEKKÜR

Bu Çalışma Dokuz Eylül Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri kapsamında desteklenen 2017.KB.FEN.025 nolu ‘Yeraltı Açıklıklarında Şişen Killerin Duraylılığı Etkisinin Azaltılmasına Yönelik Yeni Yöntemlerin Araştırılması’ başlıklı projede yer alan bazı çalışmaları içermektedir. Bu bağlamda sağladığı destek dolayısı ile Dokuz Eylül Üniversitesi’ne teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

- Akawi, E. ve Al-Kharabsheh, A. (2001). “Consolidation Coefficient and Swelling Potential for the Expansive Soils in Jordan”, Electronic Journal of Geotechnical Engineering, (EJGE), Volume 6.
- ASTM D2487 - 17 Standard Practice for Classification of Soils for Engineering Purposes (Unified Soil Classification System)
- Coduto, D.P. (2001). Foundation Design-Principles and Practices. Second Ed, pp. 655 – 694, Prentice-Hall, New Jersey, USA.
- Foster, M. D. (1955). The Relation Between Composition And Swelling In Clays Open-File Report Series number: 54-91 Year Published:1955 Language:English Publisher:U.S. Geological Survey .
- HOULSBY, G. T. (1982). Theoretical analysis of the fall cone test Geotechnique 32, NO. 2, 11 1-1 18
- Keskin, İ. (2010). Kil Mineralleri ve Zemin Yapısı, Karabük Üniversitesi Zemin Mekaniği Ders Notları, Karabük.
- Marshall, C.E. (1949). The Colloid Chemistry of Silicate Minerals, Academic Press, New York.
- McKeen, R.-G. (1992). A model for predicting expansive soil behaviour. Proceedings, 7th International Conference on Expansive Soils, Dallas, Vol. 1, p. 1-6.
- Popescu M. A comparison between the behaviour of swelling and of collapsing soils Engineering Geology Volume 23, Issue 2, December 1986, Pages 145-163
- Sridharan A. and Gurtug Y. (2004). Swelling behaviour of compacted fine-grained soils, Engineering Geology 9 – 18.
- TS 1901-1, (2006). Likit limitin ve plastik limitin tayini, TSE, Deney 2(B) Ankara, 14-24.
- Uzun, B.A. 2005, Temel Zemin Mekaniği, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Trabzon.
- Xeidakis, G. Koudoumakis, P. Tsirambides, A. (2004). “Road construction on swelling soils: the case of Strymi Soils, Rhodope, Thrace, Northern Greece”, Bulletin of Engineering

Derbent –Beyaz Tuf Taşının Mekanik Özelliklerinin Modellenmesi

Modeling of the Mechanical Properties of the Derbent –White Tuf Stone

G. Daloğlu, & M. Önder

ESOGU Müh. Mim. Fak. Maden Müh. Bölümü, Eskişehir, Türkiye.

ÖZET: Derbent (Eskişehir) beyaz tüfleri, mekanik özellikleri bakımından zayıf dayanımlı, kohezyon ve elastisite modülü düşük, suda-dağılmaya karşı orta-duraylılıkta dayanım, su emme özelliği yüksek, düşük birim hacim ağırlığına sahip, porozitesi yüksek bir kayadır. Hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) metodu kullanılarak, Derbent beyaz tuf numunesinin tek eksenli basınç dayanımı ve üç eksenli basınç dayanım testlerinin modellenmesi Ansys 12.00 programı ile incelenmiştir. Tuf numunesi üzerine gelen gerilim ve dayanım değerlerinin modelleme üzerinde gösterilerek, CFD metodu kaya mekaniği alanında uygulanmıştır.

Anahtar Kelimeler: Derbent tuf, mekanik özellikler, sayısal modelleme, hesaplamalı akışkanlar dinamiği

ABSTRACT: Derbent (Eskişehir) White tufts have poor strain, cohesion and low elastisite modulu, medium slake-durability, high water absorption property and porosity and low dry unit weight. Uniaxial pressure strength and triaxial compression tests of Derbent White tuff sample were done by computational fluid dynamics (CFD) method with Ansys 12.00 programme. CFD were applied in rock mechanics by showing stress and strain values of the tuf sample at model.

Key words: Derbent tuff, mechanical properties, modeling, computational fluid dynamics,

1 GİRİŞ

Kaya mekaniği, kayaçların içinde ve özellikle de yeraltında oluşturulan yapıların açılması ve tutulması sırasında kayacın statik ve dinamiğini ele alan ve bunların çevre ile olan etki-tepkilerini inceleyen bir bilim dalıdır. Bir kayaç kütlesinin özelliklerinden ve bunun gerilme durumundan, kayaç içinde kazı sonucu oluşan gerilme yer değiştirmelerinden yapılan tahkimat özelliklerinden ve dış etkilerle oluşan

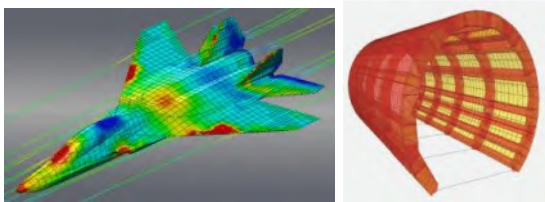
gerilme dağılım ve değişimleri inceler. Bu incelemeler sonucunda da;

- Kayaç içinde istenen bir yapının teknik yönden oluşturulması,
- Bunların güvenli olarak istenen sürelerde açık olarak tutulması,
- Bu yapıların ekonomik olarak inşa ve bakımının yapılması için tedbirler alınır (Köse ve Kahraman, 1999).

Kaya mekaniği uygulama alanlarını sıralarsak; özellikle barajların temel ve dayanaklarına ağırlıktan ve su

hareketinden yüksek gerilmeler uygulanır. Uygun baraj tipinin belirlenmesi için kaya mekaniği deneyleri yapılır. Karayolu, demiryolu, kanal, boru hattı ve cebri boru için yapılacak şev tasarımının da süreksizlikler üzerinde bazı deney ve hesaplamalar yapılmalıdır. Karlı bir açık maden iletme anlayışı gibi yüzey kazılarında patlatma, yol yarması, güvenlik palyeleri yeri ve destek için, yeraltı boşluklarında petrol ve gazın sızdırmaz ortamda depolanması için, bu açıklıkların yerleşim planı ve yönelimi kaya mekaniği deneylerine bağlıdır. Sondaj matkaplarının kaya özelliğine göre matkap aşınma maliyeti hesabı, nükleer santral tesislerinin yeraltı ve yüzey kayaç ortamında kurulması ve radyoaktif atıkların depolanması, uzay keşfi, deprem tahmini, çözelti madenciliği, yeraltı odalarında sıkıştırılmış hava depolarında kaya mekaniği teknolojisi kullanılmaktadır (Goodman, 2003).

Kaya kütlelerinin deformasyon karakteristikleri ve güvenilir dayanım tahminleri, şevlerin, inşaat temellerinin ve yeraltı kazılarının tasarımı için, sayısal gerilme yöntemleri kullanılmaktadır. Bunlardan biride sonlu elemanlar yöntemidir (Şekil 1). Sonlu Elemanlar (SE) Yönteminde, kayaç elemanlara bölünür ve kayaç malzeme özellikleri girilir. Daha sonra yükler tanımlanır (Hoek, 2006). Bu çalışmanın amacı, kayaç numunesi üzerine gelen gerilmeleri CFD metodu ile modelleme yaparak göstermektir.

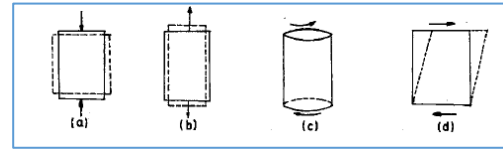


Şekil 1. CFD metodunun mühendislikte uygulama örnekleri
(<https://www.inonu.edu.tr/.../Bilg%20Uyg%20Ders%20>).

Modelleme çalışmasına geçmeden önce kaya mekaniği ile ilgili kavramları kısaca açıklamak gerekir.

2 KAVRAMLAR

Gerilme: Cismin birim alanına etki eden kuvvettir. Cismin üzerine etkiye şekillerine göre gerilmeler dörde ayrılır: Normal (a.basınç, b.çekme), c.burulma, d.teğetsel (kayma, kesme) ve eğilme gerilmesidir (Şekil 2) (Köse ve Kahraman, 1999).



Şekil 2. Gerilme çeşitleri (Köse ve Kahraman, 1999).

Normal gerilme: Gerilme doğrultusu düzleme dik olan gerilmedir. Basınç ve çekme gerilmesi diye ikiye ayrılır.

Basınç gerilmesi (compressive stress) (σ_b): Aynı doğrultuda ve zıt yönde birbirine etkiyen gerilmelerdir. Cismin boyunda veya hacminde kısalma, küçülme oluşturur.

Asal normal gerilme (principal normal stress): Etkidiği yüzeyde teğetsel gerilmeler olmayan normal (yüzeye dik) gerilmelerdir. Bu düzleme de **asal normal gerilme düzlemi (plane of principal normal stress)** denir.

En küçük normal asal gerilme düzlemi: $\sigma_{\min} = \sigma_3$ 'e dik olan düzlem

Ortanca normal asal gerilme düzlemi: $\sigma_{\text{ort}} = \sigma_2$ 'ye dik olan düzlem

En büyük normal asal gerilme düzlemi: $\sigma_{\max} = \sigma_1$ 'e dik olan düzlemdir.

Deformasyon (deformation): Kuvvet etkisi altında cismin boyut ve şeklindeki değişimdir. Boy değişimi, normal gerilmelerin, şekil değişimi kesme

gerilmesi etkisi ile oluşan açısal bir değişimdir.

Elastisite modülü (Modulus of elasticity): Elastik davranan malzemenin birim boy değişimi için gereken gerilme miktarıdır.

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad [1]$$

Kohezyon (c): Taşın tanelerini birarada tutan yapışma kuvvetidir.

Tek Eksenli Basınç Direnci (Uniaxial compressive strength) (σ_c): malzemenin tek eksenli zorlama altında kırıldığı gerilmedir. Tek eksenli gerilmede normal gerilme aşağıdaki eşitlikle verilir:

$$\sigma = \frac{\sigma_1}{2} (1 - \cos 2\theta) \quad [2]$$

Üç Eksenli Gerilme (Triaxial tension): Üç temel gerilmenin sıfırdan farklı olduğu gerilmelerdir. Üç Eksenli Gerilmede normal gerilme aşağıdaki eşitlikle verilir:

$$\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\theta \quad [3]$$

Emniyet faktörü (Safety Factor) (F_s): Emniyet faktörü, kırılma sınır stresinin maksimum yenilme gerilimine oranıdır. Arzu edilen veya gerçek yüklerle, sistemin yapısal kapasitesini tanımlar.

$$F_s = \frac{S_{limit}}{\sigma_e} \quad [4]$$

Stres oranı (stress ratio) (σ_e^*): Stres oranı, 1/emniyet faktörü olup, 1' den küçük olmalıdır (www.sharchnet.ca/).

Yenilme gerilmesi (Equivalent (von-mises) stress): kırılabilen bir malzemenin yenilme tahmininde kullanılan maximum yenilme gerilim eşitliğinin bir parçasıdır (www.sharchnet.ca/).

$$\sigma_e^2 = \frac{(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 + (\sigma_1 - \sigma_2)^2}{2} \quad [5]$$

Yenilme birim deformasyonu (Equivalent (von-mises) strain):

$$\varepsilon_e = \frac{1}{1+\nu} \left(\frac{1}{2} [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2] \right)^{\frac{1}{2}} \quad [6]$$

Burada;

v: poisson oranıdır (www.sharchnet.ca/).

3 DENEYSEL ÇALIŞMA

Derbent tuf ocağından alınan bloklar, karot kesme makinası ile silindir şeklinde (54.7 mm çaplı) alınarak, dayanım deneylerine uygun uzunluklarda hazırlanmıştır (Şekil 3).



Şekil 3. Deneyde kullanılan numuneler (Daloğlu, 2008).

2 numaralı tufün değerleri, Daloğlu' nun (2008) yapmış olduğu çalışmadan alınmış ve modellemeye uygulanmıştır.

4 METOD

10 numuneden 2 numaralı tufün fiziko-mekanik özellikleri, CFD metodu ile tek eksenli ve üç eksenli basınç dayanım değerleri modellenmiştir. Derbent tufün

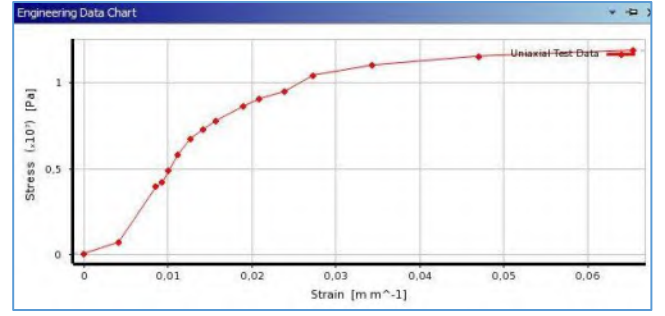
fiziksel özellikleri, “engineering data” panelinden modele eklenir (Şekil 4). 2 nolu numune için tek eksenli basma gerilmesi (MPa) ve çapsal birim deformasyon (mm^{-1}) değerleri de eklenerek, gerilme-birim deformasyon eğrisi çizilir (Şekil 6). Mekanik özellikler girildikten sonra, meshleme yapılır (Şekil 7).

Properties of Outline Row 5: tüf				
	A	B	C	D E
1	Property	Value	Unit	
2	Density	2,32	g cm^{-3}	
3	Isotropic Elasticity			
4	Young's Modulus	2184,2	MPa	
5	Poisson's Ratio	0,35		
6	Uniaxial Test Data	Tabular		
7	Scale	1		
8	Offset	0	MPa	

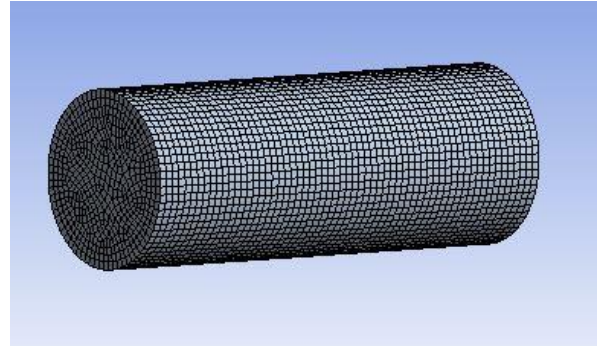
Şekil 4. Derbent tütününün fiziksel özelliklerinin girilmesi.

Table of Properties Row 6: Uniaxial Test Data		
	A	B
1	Strain (m m^{-1})	Stress (MPa)
2	0	0,1
3	0,00411	0,76
4	0,0086	3,99
5	0,00935	4,24
6	0,01009	4,92
7	0,01122	5,86
8	0,01271	6,79
9	0,01421	7,3
10	0,0157	7,81
11	0,01906	8,66
12	0,02093	9,08
13	0,02392	9,51
14	0,02729	10,44
15	0,03439	11,03
16	0,0471	11,55
17	0,06542	11,89
*		

Şekil 5. 2 nolu numune için tek eksenli basma gerilmesi ve çapsal birim deformasyon değerleri.



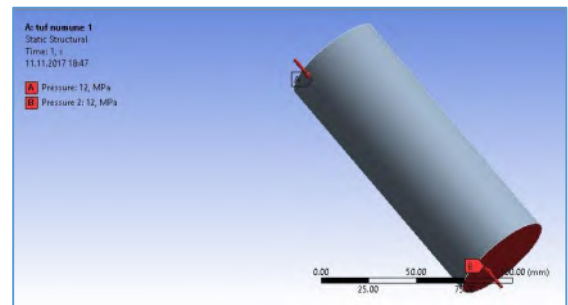
Şekil 6. 2 nolu numune için gerilme-birim deformasyon eğrisi.



Şekil 7. Tüf numunesinin mesh görüntüsü.

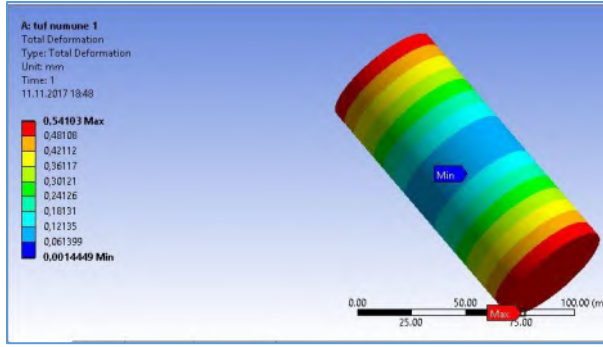
4.1 Tek eksenli basınç dayanımının modellenmesi

Tüf numunesi üzerine, 12 MPa'lık gerilme uygulanmıştır (Şekil 8).

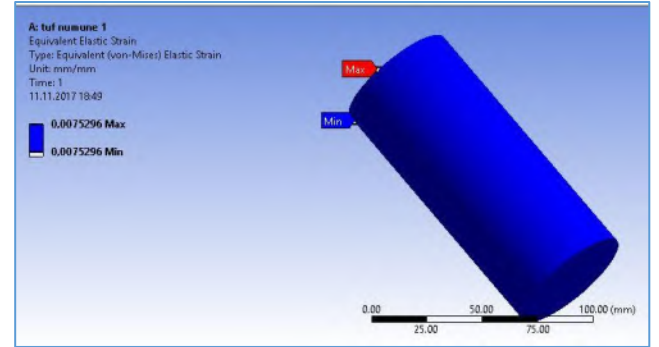


Şekil 8. Numune üzerine gelen gerilmelerin gösterimi.

Toplam deformasyon, basıncın uygulandığı iki uça maksimum iken, ortada minimum değere ulaşmaktadır (Şekil 9).



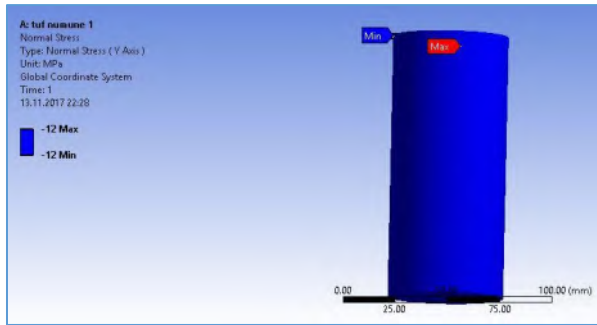
Şekil 9. Numunede oluşan toplam deformasyon değerleri.



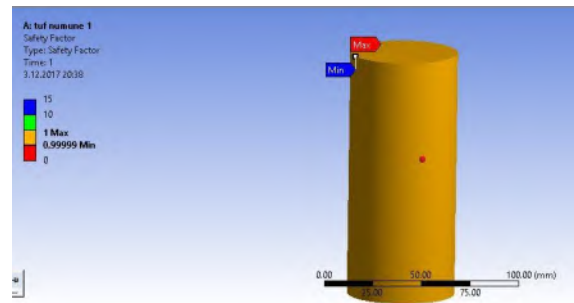
Şekil 12. Numune üzerinde oluşan yenilme deformasyon değerleri.

Y eksenı boyunca uygulanan normal gerilmeler, yenilme gerilmeleri ve yenilme deformasyon değeri gösterilmektedir (Şekil 10-11-12). Yenilme gerilimi, 12 MPa ve yenilme birim deformasyon değeri 0,0075296 mm/mm'dir.

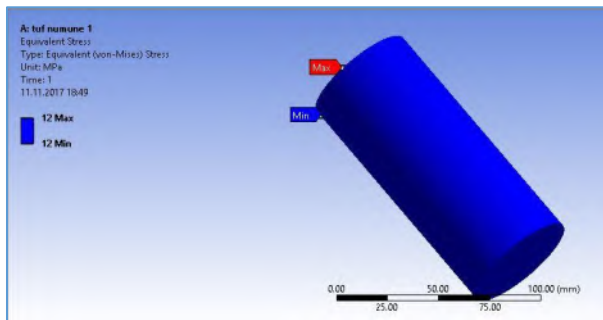
Emniyet faktörü minimum 1 olmalıdır ki; dizayn yüküne ulaştığı vakit numune kırılacaktır (www.creativemechanism) (Şekil 13).



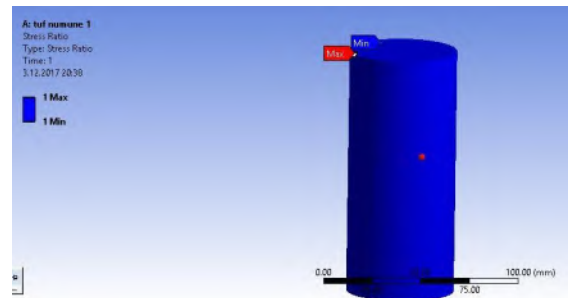
Şekil 10. Numune üzerindeki normal gerilim değerleri (y eksenı boyunca).



Şekil 13. Numunenin emniyet faktörünün gösterimi.



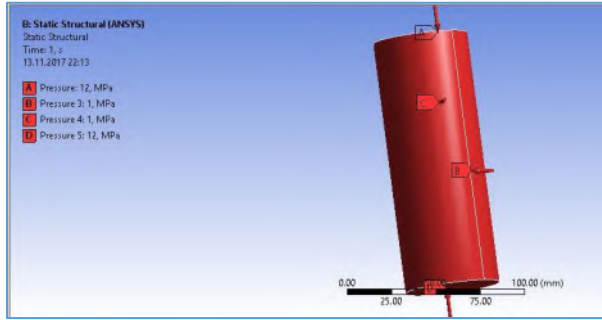
Şekil 11. Numune üzerinde oluşan yenilme gerilim değerleri.



Şekil 14. Numunenin gerilme oranı değerinin gösterimi.

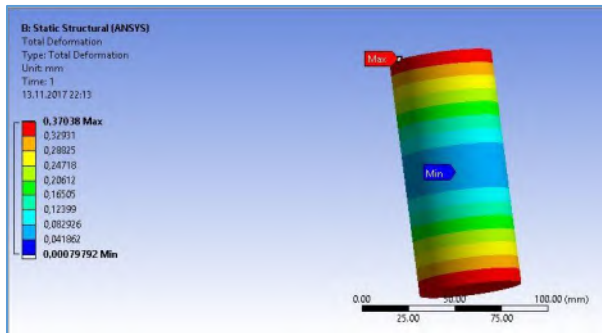
4.2 Üç eksenli basınç dayanımının modellenmesi

Üç eksenli basınç deneyi, farklı eksenel gerilmelere maruz kalan kayacın makaslama direnci özelliklerini belirlemek için yapılan bir deneydir (Köse ve Kahraman, 1999). Numunenin üst ve altından eksenel yükler 12 MPa ve yanal basınçlar 1 MPa olarak ayarlanır (Şekil 15).



Şekil 15. Numune üzerine gelen gerilmelerin gösterimi.

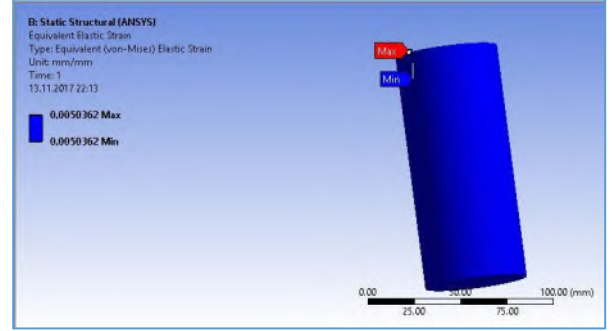
Toplam deformasyon, basıncın uygulandığı iki uçta maksimum iken, ortada minimum değere ulaşmaktadır (Şekil 16).



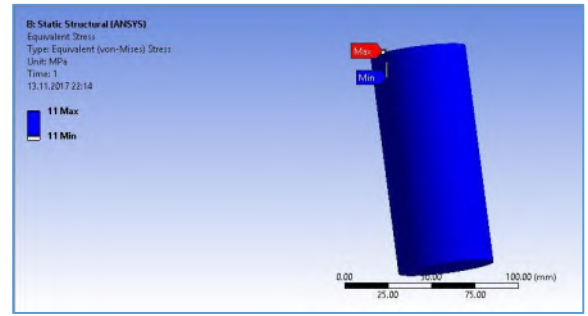
Şekil 16. Numunede oluşan toplam deformasyon değerleri.

Y eksenı boyunca uygulanan normal gerilmeler, yenilme gerilmeleri, yenilme elastik deformasyonu, maksimum ve

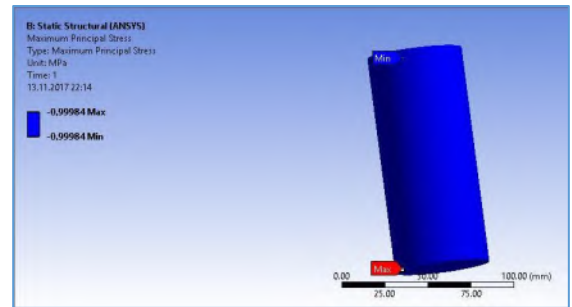
minimum asal gerilme değerleri gösterilmektedir (Şekil 17-21).



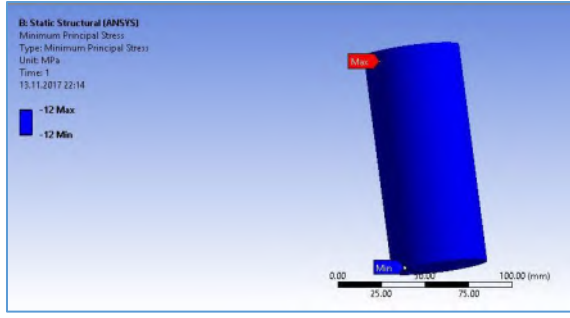
Şekil 17. Numune üzerinde oluşan yenilme deformasyon değerleri.



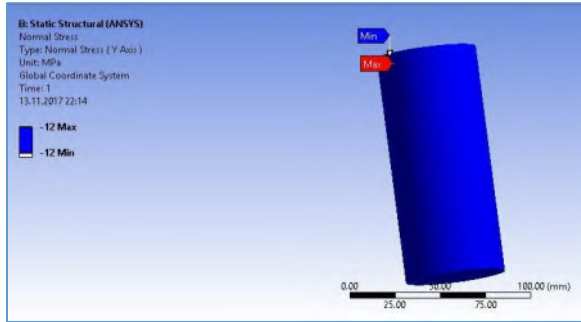
Şekil 18. Numune üzerinde oluşan yenilme gerilim değerleri.



Şekil 19. Numune üzerinde maksimum asal gerilmelerin gösterimi.

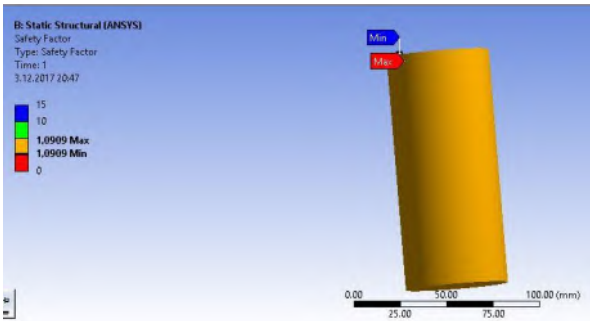


Şekil 20. Numune üzerinde minimum asal gerilmeler



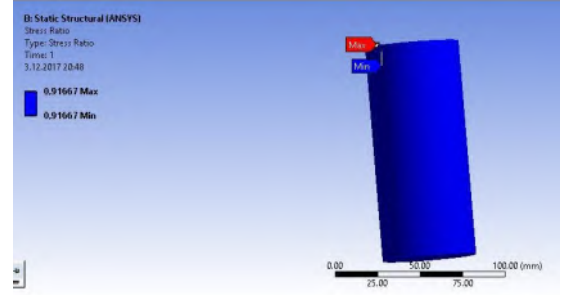
Şekil 21. Numune üzerindeki normal gerilim değerleri (y eksenı boyunca).

Emniyet faktörü minimum 1 olmalıdır ki; dizayn yüküne ulaştığı vakit numune kırılacaktır (www.creativemechanism) (Şekil 22).



Şekil 22. Numunenin emniyet faktörünün gösterimi.

Stres oranı, 1' den küçük olduğu için model güvenlidir (Şekil 23).



Şekil 23. Numunenin gerilme oranı değerinin gösterimi.

5 SONUÇLAR

Bu çalışmada, bir Derbent beyaz tüf numunesinin tek eksenli ve üç eksenli basınç gerilmeleri hesaplamalı akışkanlar dinamiği (CFD) modeli ile gösterilmiştir. Modelleme çalışması ile, numune üzerinde oluşan toplam deformasyon değerleri, maksimum asal gerilmeler, minimum asal gerilmeler, yenilme birim deformasyonları, yenilme gerilmeleri bulunmuştur. Modelin doğruluğu emniyet faktörü ve stres oranı gibi emniyet araçları ile sağlanmıştır. Böylece, CFD metodunun kaya mekaniği alanında kullanılarak, yapı ve dizayn tasarımı için bir kolaylık sağladığı görülmektedir.

KAYNAKLAR

- Daloğlu, G., 2008. Eskişehir- Derbent tüflerinin doğal yapı taşı olarak değerlendirilebilirliği. Master tezi, ESOGÜ Maden Müh. Bölümü, 131 s.
- Goodman, R., 2003. Kaya Mekaniğine Giriş. Ankara Ün. Müh. Fak., Ocak, 586 s.
- Hoek, E., 2006. Kaya Mühendisliği. TMMOB Maden Müh. Odası, Ekim, 319 s.
- <http://www.gyte.edu.tr/deprem/>, Yasin Fahjan, sonlu elemanlar yöntemi (sap2000 uygulaması). 71 s.
- <https://www.inonu.edu.tr/.../Bilg%20Uyg%20Ders%20...>, sonlu elemanlar (finite elements) yöntemi. 28 s.
- <https://www.creativemechanism.com>, factor of safety in design and engineering:the basics-creative.
- Köse, H., Kahraman, B., 1999. Kaya Mekaniği. D.E.Ü. Müh. Fak., 177, İzmir

Assessment of Petroleum geology of Iskenderun Basin

Ergül Yaşar

Iskenderun Technical Univ., Dept. of Petroleum and Natural Gas Engineering, 31200-Iskenderun/TURKEY

Abstract: In this study, hydrocarbon potential of Iskenderun basin using determining geological logs and formations, seismic gravity oil and gas seeps was investigated. Some previous well data and geological studies obtained from Turkish Petroleum Affairs and related private companies in Iskenderun basin were compared with determining the relationships of reservoir rocks properties, sedimentological, structural geology, hydrogeological and seeps properties of Miocene formations. Porosity and permeability values of reservoir rocks were determined and using with porosity values, the thicknesses of reservoir rocks are revealed. Obtaining from results, reservoir rock of Horu limestone and Kızıldere sandstone, source rocks of Köpekli formation aged Serravalien and Kızıldere shales and seal rocks Haymaseki evaporates for Kızıldere sandstone and Kızıldere shale for Horu limestone were investigated. In conclusions, İskenderun Basin has potential source, reservoir and seal rocks and also appear to be suitable for hydrocarbon generation.

Keywords: Iskenderun basin, petroleum potential, reservoir rocks, Horu limestone, petroleum and gas seepage

1. INTRODUCTION

The drilling works for the purpose of oil investigations at the Iskenderun Basin have been going on for a long time. Iskenderun Basin is young basin (Miocene) and has a complex tectonic movement. Many hydrocarbon exploration drilling works have been carried out in the basin by oil companies. The first oil exploration work was carried out by a German company in 1896 and has survived to this day. Following hydrocarbon exploration studies in the region in 1940, two wells drilled near Ekber village (Arsuz). After that, 3 structural wells were drilled near Çengen in 1944-1945. The studies conducted through documents in the archives of General Directorate of Petroleum Affairs (TP) and also with supporting data obtained from related companies, all oil wells drilled in Turkey have been revaluated and thus the current state been revealed.

Tectonic, stratigraphy, petroleum geology and seismic activity (Kızıldağ ophiolitic massive) throughout the İskenderun–Hatay basin have been investigated by a number of researcher such as Ten Dam 1951; Dubertret 1953;

Schmidt 1961; Delaloye et al., 1980; Tinkler et al., 1981; Kozlu, 1982, 1987; Yeniay 1983; Selçuk, 1981; Pişkin et al., 1986; Ileez 1989a, 1989b; Ediger et al., 1996; Aksu and Demirkol, 2001; Westaway, 2003; Hall et al., 2005; Aksu et al., 2005; Kelling et al., 2005; Boulton et al., 2008. The first geological study in the Iskenderun Basin was worked by Dubertret (1953) (Fig. 1).



Figure 1. Location of Study area

Schmidt (1961) also studied the Kızıldere formation together with the lenticular reef limestones at the site. In the study indicated that, Miocene overlays on ophiolitics started with generally coarse clastics (Kalecik Formation) and local lenticular reefal limestone (Horu Formation) comes with sandstone and shale sequential unit (Kızıldere Formation) and the sedimentation thickness is around 3000 meters. Yeniay (1983) investigated Kalecik conglomerates and reefal Horu limestone which is overlays Premiocene base rocks with drilling bores and measured stratigraphic sections. The geology of Misis-Andırın-Adana-Iskenderun for oil possibilities around the Iskenderun basin was also examined by Kozlu (1987). According to this study, Iskenderun Neogene sedimentary deposition begins with Middle Miocene transgression. Miocene regressive sequence overlays Premiocene base rocks having different aged and typed as a discontinuity. Horu and Kızıldere formations have no hydrocarbon derivation potentials because of early mature (Ileez and Ugur, 1989, Ileez, 1989). Cuhadar (1992) revealed the hydrocarbon potential in offshore of Iskenderun basin. According to the researcher, there is no problem about source rock, reservoir rock and cover rock in the Miocene sediments of the basin. Efeçinar (2001) conducted a sequence stratigraphic modelling studies in the Iskenderun Miocene basin for determining of the hydrocarbon potential. Aksu and Demirkol (2001) determined

hydrocarbon potential with using quantitative basin analysis method in the southern part of Iskenderun Basin. They showed that there is no relationship between organic matter maturation and hydrocarbon derivation. In the previous study, it was understood that the Lower Serravalian aged Köpekli formation shales had the sources rock property. They stated that Köpekli formation mostly contains marine organic matter (Type II) and significant amounts of terrestrial kerogen (Type III). They were also revealed that pelagic shale and marls, which is the transgressive marine product, where is located at the base of Kızıldere formation and caused the transgressive sedimentation of Kızıldere formation, may be source rocks. The lithology changes in the reservoir rock and the lack of sufficient thickness cause problems for reservoir rock (Çuhadar, 1992).

As a result, it has been revealed that the Köpekli formation with predominantly shale lithology in the region and the Kızıldere formation shales are source rocks. For this reason, the study contains the hydrocarbon accumulation at source rock can migrates especially to reefal limestone (Horu Formation) and sandstones (Kızıldere formation). The known reservoir rocks in the Iskenderun basin are Horu reefal limestone and sandstones of Kızıldere formation. For this reason, it is necessary to determine the lithology changes and the thickness of these formations in the basin.

2. GEOLOGY AND STRATIGRAPHY

Iskenderun basin has NE-SW directed Miocene-Quaternary basin, tectonic thrust fault and active Dead Sea fault where passing through the two sides of the Hatay graben. Dead Sea Fault zone overlaps with the

occurred faults in the direction of E-W and NE-SW that cross the Kızıldağ ophiolitic massive. Fig. 2 shows an ophiolite series, the Kızıldağ ophiolite, which presented from tectonite, cumulates, sheeted dike and pillow lavas (Tekeli and Erendil, 1986).

The gravimetric studies carried out at İskenderun basin indicate that the sedimentation thickness is around 3000 meters (Fig.3). Miocene units unconformable overlay ophiolitic rocks in the area. The Miocene units are generally composed of Horu limestone having lenticular reef limestone, starting from the coarse clastics of the Kalecik formation and Kızıldere formation with sandstone-shale succession (Ten Dam 1951; Schmidt 1961; Repoglu 1964; Kozlu 1982; 1987). The Menzelet formation, consisting of sandstone-banded whitish-light gray sandy marls, is transitional with horizontal and vertical direction with Horu limestone. Messinian evaporitic level overlays on Kızıldere Formation. The first sedimentation of the marine sediments that came transgressivel

upon this evaporitic Haymaseki formation that developed due to sea withdrawal in the region is Aktepe formation. In the Lower Pliocene, the sea advanced transgressively, and the basin in the Upper Pliocene-Quaternary time interval was closed with sediments where river facies dominated (Fig. 2 and 3).

The NE-SW trending Miocene basin, called the İskenderun Basin, has developed on the Arabic Platform and its cover units. Pre-Miocene basement rocks of the region are composed of ophiolites. The units are Kızıldağ ophiolite (Koçali Fm), Kalecik formation, Horu formation, Kızıldere formation, Haymaseki formation, Aktepe formation, Erzin formation and Alliviums.

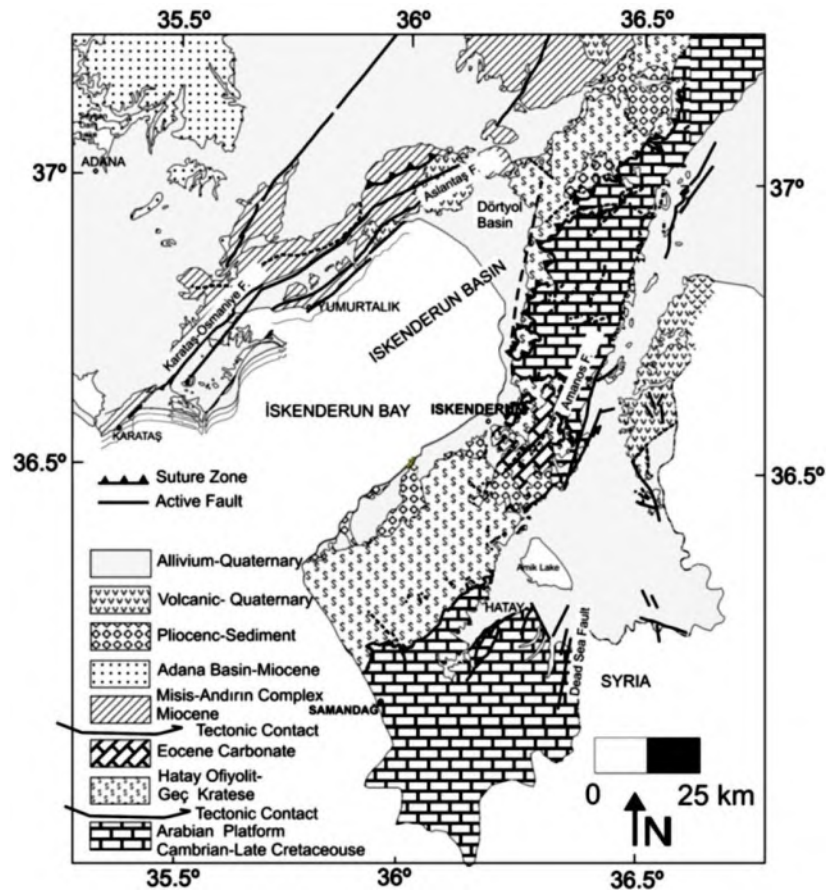


Figure. 2. Geological and tectonic map of İskenderun basin (modified from MTA, 2002).

PERIOD	EPOCH	SERIES	LITHOLOGY	FORMATION	ENVIRONMENT
Quaternary				ERZIN FM.	Terrestrial Env.
Neogene	Pliocene	Upper		AKTEPE FM.	Delta Env.
		Lower		HAYMASEKI FM.	Closed Basin Env.
	Miocene	Upper		KIZILDERE FM.	Delta Env.
		Upper Middle		HORU FM. MENÇELET FM.	Lagoon Environment
		Middle		KALECIK FM.	Terrestrial Env.
				ÇONA FM.	Reefal Environment
				KOÇALI FM.	Ophiolit
Mesozoic	Eocene - Early Cretaceous	Early			

Figure 3. Generalized stratigraphic section of Iskenderun Basin (changed from Kozlu, 1987 and Çuhadar, 1992)

3. Petroleum Geology

In all the Tertiary basins, the area that can be produced in Miocene sedimentary units is the Iskenderun basin. Amanos Mountain, which is part of Taurus Mountains, has a horst between İskenderun and Antakya side flat lands. The mountain show Paleozoic and Mesozoic units, tectonic thrust fault and active Dead Sea Fault (DSF). The ophiolitic series rocks were thrust on the tectonic contact Arabian platform. Iskenderun basin sedimentation from Upper Maastrichtian to Upper Eocene was formed. Hydrocarbon seepages were observed in the reef portions of the underlying dark-grey, blackish, limestone series and the thin stratified limestone series overlying the greenstone series. The thickness of these limestones is about 1500 meters. Among the white Eocene limestones, only one asphalt impregnation were seen in Senkoy (Antakya). The Arabian platform limestone of 1000-3000 meters thick lies down under serpentines.

In some oil drilling done in İskenderun basin, hydrocarbon gas was observed. The thickness

of the Horu formation varies from place to place in the basin. It was reported that the drilling was carried out at a depth of 726 meters and the oil was found in the Helvetian sandstones and limestones, 50-60 meters thick. Among these Helvetian sandstones and limestones, a marl series, Tortonian and Pliocene in age, was 1320 meters thick. In another oil well drilled in İskenderun site, the drilling reached 1000 meters and was discontinued in serpentine. Iskenderun basin deepens to towards the north and west.

In this study, it is thought that source rock for Horu limestones which is possible reservoir rock is Serravalien aged Köpekli formation, source rock for Kızıldere sandstones is Kızıldere shales, seal rock for Kızıldere sandstones is Haymaseki evaporates and seal rock for Horu formation is Kızıldere shales. The petroleum-rich formations; Horu Formation (Middle Miocene) with reefal limestones and Kızıldere Formation. The porosity values were found to be between 5-18% for Horu limestones and about 35-40%

for sandstones in Kızıldere formation. According to these values, the Horu limestone is medium reservoir rocks according to Laverson (1967) classification, and the sandstones of Kızıldere formation are good reservoir rocks.

Horu formation (Middle Miocene) consisting of reefal limestones. The thicknesses of Horu formation in western, and south-eastern of Iskenderun basin changes 30-70 m and 50-70 m respectively and increases into south-eastern. The deep of Horu formation is about 4600 m in western and 1800 m in south-eastern of the basin. The deep of Kızıldere formation is about 2300 m in western and 1100 m in eastern of the basin. Horu formation is a reefal character in the high areas of the basement. The reefal limestones are limited and discontinuous in high areas.

Kızıldere formation (Middle-Late Miocene) consisting of claystone-sandstone is typically observed in the Iskenderun-Arsuz off-shore site. The thicknesses of claystone is interbedded sandstone are 3-60 cm. The thicknesses of Kızıldere formation in western, and eastern and north-eastern of Iskenderun basin offshore changes 1800-2500 m and 500-2500 m respectively and increases into western and north-eastern. In addition, it has been shown that pelagic sands and marls of the transgressive marine product, which are located at the base of Kızıldere formation and cause the settlement of Kızıldere formation, may be source rocks (Iztan and Harput 1988). The Kızıldere delta sands leave the sediments of the prodelta directly from west to the middle of the basin. The thickness increases north / northwest of basin and is very variable due to the paleobatimetry. The thickness variation is observed in the lateral direction.

The Haymaseki formation is represented by the closed basin product evaporites A very good seal rock for hydrocarbons trapping

shows rock properties. This unit comes transgressively over Aktepe formation which contains a small amount sandstone and shale. Erzin terrestrial sediments aged Upper Pliocene-Quaternary are observed on the Aktepe formation.

4. Conclusions

Amanos mountain show Paleozoic and Mesozoic units, tectonic thrust fault and active Dead Sea Fault (DSF). The ophiolitic series rocks were thrust on the tectonic contact Arabian platform. In all the Tertiary basins, the area that can be produced in Miocene sedimentary units is the Iskenderun basin. The source rock, the reservoir rock, and the cover rock problem do not exist. Hydrocarbon seepages were observed in the reef portions of the underlying dark-grey, blackish, limestone series and the thin stratified limestone series overlying the greenstone series. İskenderun Basin having potential source, reservoir and seal rocks, and due to its high sedimentation rate, depth of burial and maturation conditions seems suitable for hydrocarbon generation. The thickness of these limestones is about 1500 meters. The Arabian platform limestone of 1000-3000 meters thick lies down under serpentines. Horu formation (Middle Miocene) consisting of reefal limestones. The thicknesses of Horu formation in western, and south-eastern of Iskenderun Gulf changes 30-70 m and 50-70 m respectively and increases into south-eastern. The deep of Horu formation is about 4600 m in western and 1800 m in south-eastern of the gulf. The deep of Kızıldere formation is about 2300 m in western and 1100 m in eastern of the gulf. Kızıldere formation (Middle-Late Miocene) consisting of claystone-sandstone is typically observed in the Iskenderun-Arsuz off-shore site. The thicknesses of claystone is interbedded sandstone are 3-60 cm. The thicknesses of Kızıldere formation in western, and eastern

and north-eastern of Iskenderun Gulf changes 1800-2500 m and 500-2500 m respectively and increases into western and north-eastern.

Hydrocarbon generation in this basin is controlled by the Pliocene deposits and by eastward overthrusting of the Misis Belt occurred in the same period. In some oil drilling done at İskenderun, hydrocarbon gas was observed. The drilling reached a depth of 726 meters and crude oil was found in the Helvetian sandstones and limestones, 50-60 meters thick. This thickness varies from place to place in basin. In some oil drilling done at İskenderun, hydrocarbon gas was observed. The basin contains the hydrocarbon accumulation at main rock can migrates especially to reefal limestone (Horu Formation) and sandstones (Kızıldere formation). These porosity values were found to be between 5-18% for Horu limestones and about 35-40% for sandstones in Kızıldere formation. Structures favorable for the accumulation of oil were found in onshore Iskenderun basin. Hydrocarbon seepage in geologic formations of various horizons were also found.

References

- Aksu, R., 1999. Quantitative Basin Analysis and Modeling of İskenderun Basin, Çukurova University, PhD.Thesis, 126 p.
- Aksu, A.E., Calon, T.J., Hall, J., Yaşar, D., 2005. Origin and evolution of the Neogene Iskenderun basin, northeastern Mediterranean Sea. *Mar. Geol.*, 221:161-187
- Çuhadar, Ö., 1992. İskenderun Baseni Hidrokarbon Değerlendirme Raporu, TPAO rapor no. 3152.
- Delaloye, M. and Wagner, J.-J. 1984. Ophiolites and volcanic activity near western edge of the Arabian Plate. In: Dixon, J.E. and Robertson, A.H.F. (eds), *The Geological Evolution of the Eastern Mediterranean*. Geological Society, London, Special Publications 17, 225-233.
- Dubertret, L., 1953. *Géologie des roches Vertes du Nord-ouest, de la Syrie et du Hatay (Turquie)* Noest at Me'm. *Sur le Moyen Orient T. VI* Paris.
- Ediger, V.S., Batı, Z., Kozlu, H., 1996. Tortonian–Messinian palynomorphs from the easternmost Mediterranean region around İskenderun, Turkey. *Micropaleontology* 42 (2), 189–205
- Efeçinar, T., 2001. İskenderun Miyosen As Baseninin Sekans Stratigrafik Hidrokarbon Potansiyeline yönelik ön değerlendirme raporu (II.Bölüm), TPAO Rap no. 4222 Mart, 2001.
- Egeran, N., 1952. Relations between tectonic units and oil fields in Turkey. *Bulletin of General Directorate of Mineral Research and Exploration of Turkey*. 42-43, 110-114 (in Turkish)
- Erentöz, C. and Ternek, Z., 1959. Oil possibilities in the sedimentary basins of Turkey. *Bulletin of General Directorate of Mineral Research and Exploration of Turkey*. 53, 21-36
- İrepoğlu, İ., and Akarsu, İ. 1964. Misis dağları ve İskenderun körfezi civarı hakkında jeolojik rapor. TPAO. rap.no.280.
- İllez, I. and Uğur, F.A., 1989. Bekköy-1 ve 2 kuyularının organik jeokimyasal değerlendirmesi. TPAO. Arş. Rap. no.1386.
- Kavak, O., Erik., N. ve Connan, J., 2010. Geochemical Evaluation of Oil Seeps in Turkey. TÜBİTAK ÇAYDAĞ Project No. 107Y201. 168 p (Unpublished, in Turkish)
- İllez, I., 1989. Çengen-3, 4, 5 Kuyularının organik jeokimyasal değerlendirmesi. TPAO. Arş. Rap. no. 1298.
- Kavak, O., Erik., N. ve Connan, J., 2010. Geochemical Evaluation of Oil Seeps in Turkey. TÜBİTAK ÇAYDAĞ Project No. 107Y201. 168 p (Unpublished, in Turkish)

- Kozlu, H., 1982. İskenderun Baseni jeolojisi ve petrol olanakları. TPAO Rapor no.1921.
- Kozlu, H., 1997. Doğu Akdeniz Bölgesinde yeralan Neojen basenlerinin (İskenderun Misis-Andırın) tektono-stratigrafi birimleri ve bunların tektonik gelişimi. Ç.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü Jeoloji Mühendisliği Anabilim Dalı, Doktora Tezi, 188s.
- Loversen, A.I., 1967. Geology of Petroleum: Freeman, W.H. and Company, San Francisco, s.499.
- MTA, (2002). Hatay İli Jeoloji Haritası, Ankara, MTA Genel Müdürlüğü.
- Pişkin, Ö., Delaloye M., Selçuk, H., Wagner, J.J., 1986. Guide to Hatay geology, (SE Turkey). Ofioliti, 11, 87-104.
- Schmidt, G., 1961. Stratigrafic nomenclature for the Adana region petroleum district VII. Petroleum Administration Pub. Bull.
- Selçuk, H., 1981. Etude geologique de la partie meridionale du Hatay (Turquie). These no. 1977, Dept. of Mineralogy, University of Geneva, 116 pp.
- Taşman, E.C., 1950. Stratigraphic and geographic distribution of oil seeps in Turkey. Bulletin of General Directorate of Mineral Research and Exploration of Turkey, 40, 41-50 (in Turkish).
- Tekeli, O. and Erendil, M., 1986. Geology and petrology of the Kızıldağ ophiolite (Hatay). Bulletin of General Directorate of Mineral Research and Exploration of Turkey. 107, 21-28
- Ten Dam, A., 1951. İskenderun havzasındaki sedimantasyon ve fasiyesleri. (MTA). TPAO. Rap. no. 1951.
- Tinkler, C., Wagner J.J., Delaloye, M., Selçuk, H., 1981. Tectonic history of the Hatay ophiolites (south Turkey) and their relation with the Dead sea rift. Tectonophysics, 72, 23-41.
- Westaway, R. 2003. Kinematics of the Middle East and Eastern Mediaterranean updated. Turkish Journal of Earth Sciences. 12. 5-46.
- Yeniay, G., 1983. İskenderun baseni Miyo-Pliyosen çökellerinin biyostratigrafisi TPAO Araş. Rap 561, 18s.

Arazide ve laboratuvarda yapılan sismik ölçümlerle kayaç sökülebilirliğinin belirlenmesi: Trabzon ili örneği

Determination of rock rippability by seismic surveying in field and laboratory: Example from Trabzon city

H. Karşlı, A.E. Babacan, M. Senkaya & K.Gelişli

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Jeofizik Mühendisliği Bölümü, Trabzon

ÖZET: Barajlar, tüneller, yapı temelleri, maden işletmeleri ve kara-demir yolları gibi mühendislik yapıları için yapılacak kazı çalışmalarında zemin ve kayaç niteliklerinin belirlenebilmesinde boyuna (V_p) ve enine (V_s) sismik dalga hızlarından (V_p , V_s) yararlanılır. Bu hızlar, içinde yayıldıkları ortamın elastik parametrelerine, ayrışma ve kırık-çatlak derecesine, derinlik ve gözenek yapısı gibi fiziksel özelliklerine bağlı olup kayaç sökülebilirliğinin sınıflanmasında kullanılmaktadır. Bu kapsamda, arazide sismik kırılma ilk varış tomografisi, çok kanallı yüzey dalgası analizi ve laboratuvarda kayaç numuneleri üzerinde yapılan ultrasonik hız ölçümleri ile çalışma alanına ait V_p , V_s değerlerinin 1 ve 2 boyuttaki dağılımı (derinlik-uzaklık) sayesinde kayaç sökülebilirlik nitelikleri hızlı ve güvenilir olarak tahmin edilebilir. Bu çalışmada, Trabzon ili çevresinde değişik amaçlarla yapılan birçok arazi ve laboratuvar çalışmalarından elde edilen sismik dalga hızları, hedef alanlardaki kayaçların sökülebilirliğini incelemek amacıyla uluslararası standartlara göre V_p değerine dayalı yapılan sınıflamanın yanında, V_s değerleri de dikkate alınarak değerlendirilmiştir. Buna göre, genel olarak, $V_p < 900$ m/s, $V_s < 400$ m/s olan hızlar kolay kazılabilir (toprak, dolgu malzemesi, kayaç ayrışma ürünleri), $V_p \geq 2700$ m/s, $V_s \geq 1500$ m/s olan hızlar sökülebilirlikleri çok zor veya sökülemez (çok sağlam ve sert), ara hızlar ise, orta derecede sökülebilir (değişen ayrışma dereceli) kayaçları temsil ettiği öngörülmüştür. Sonuç olarak, kazı planlamasında, arazi ve laboratuvar çalışmaları ile belirlenecek sismik hızların kullanımı, hem kazı çalışmalarını yönlendirici olacaktır, hem de kazı maliyeti açısından ekonomik katkı sağlayacaktır.

ABSTRACT: Seismic longitudinal (P) and shear (S) wave velocities have been utilized to determine the soil and rock qualities in excavation works to be done for engineering works such as dams, tunnels, building foundations, mining, airports and road-railways. These velocities depend on the elastic parameters of the subsurface in which they propagate, their physical properties such as the degree of weathered and fracture depth and porosity of rocks are used to classify the rock rippability. In this scope, for any excavation area, the soil/rock rippability can be reliably and quickly estimated with distribution of seismic velocities calculated by the tomographic inversion of first arrival times from seismic refraction data for P-wave velocities and the classification can be supported by S-wave velocities (V_s) obtained by multichannel surface wave analysis (MASW) and also ultrasonic P-wave velocity (V_p) measurements on core samples in the laboratory, which give more valuable information of rock quality. In this study, the seismic wave velocities obtained from various field and laboratory studies around Trabzon province were evaluated by considering V_p values in addition to classification based on V_s value according to international standards in order to investigate the rippability of the soil/rocks in the target areas. Accordingly, in general, it was thought that velocities of $V_p < 900$ m/s and $V_s < 400$ m/s, velocities of 2700 m/s and $V_s > 1500$ m/s shows and other intermediate velocities indicate respectively easily rippable materials (soil, filler material, rock weathering products), very difficult or non-rippable (very solid and hard) and moderately rippable (varying degrees of decomposition) rocks. As a result, the use of seismic velocities determined by field and laboratory studies in excavation planning will guide both excavation work and economical contribution in terms of excavation cost.

1 GİRİŞ

Sökülebilirlik genel olarak zemin ve/veya kayaçların patlatma yapılmaksızın çeşitli tip ve güçteki kazı makineleri ile sökülebileceği özelliği olarak tanımlanmaktadır. Bu kapsamda, barajlar,

metrolar, tüneller, yapı temelleri, taşocağı işletmeleri, kara-demir yolları, hava alanları, limanlar, kuleler gibi mühendislik yapılarının temel kazısı çalışmalarında sökülen ya da geçilen zemin/kaya niteliğinin belirlenebilmesi, yapılacak

kazı planlamaları ve maliyetleri açısından son derece önemlidir. Bunun için kayaçların jeolojik, jeomekanik özelliklerinin yanı sıra jeofizik özelliklerden yararlanılır. Bununla birlikte, zeminlerin ve/veya kayaçların sökülebilirlik tespit çalışmalarında jeofizik yöntemler, hızlı ve etkili sonuçlar üretmesi sebebiyle uzun yıllardır kullanılmaktadır.

Sökülebilirlik ön tespit projelerinde yaygın olarak yerinde ve laboratuvarında kullanılan jeofizik yöntemler içinde zemin/kayaç yapısını ve elastik özelliklerini en iyi açıklayan sismik uygulamalar ile kayaçların delinebilme, kazılabilme ve işlenebilme gibi özellikleri önceden tahmin edilebilmektedir. Burada temel amaç, kazı ve sökü işleri gerektiren projelerde zemin/kayaçların katılığını, sertliğini, gözenekliliğini ve ayrışma düzeylerini önceden saptamaktır. Böylece, sökülebilirlik özelliklerine göre üretim miktar ve zamanı hesaplanarak, kazıcı/sökücü makine seçimi daha etkin şekilde yapılabilir. Özellikle, sökülebilirlik performansının malzemenin mukavemetinden ve içerdiği süreksizlik özelliklerinden etkilendiği bilinmektedir (Pettifer ve Fookes, 1994). Bununla birlikte, çoğu durumda bir buldozer ile sökmek, delme ve patlatma işlemlerinden daha ucuzdur. Ancak, sökmek çok zorlaştıkça, buldozer üzerinde aşınma ve yıpranma artar ve üretkenlik azalır.

Dolayısıyla, yıllardır inşaat projelerini hazırlamaya ve kazı maliyetlerini tahmin etmeye yönelik teknikler de iyileştirilerek geliştirilmiştir. Bunun için, kazı ekipmanı üreticileri yerinde sismik hız ölçümlerinin yapıldığı kaya kütlelerinin sökülebilirliği ile ilişkili hız-sökülebilirlik tabloları oluşturmuşlardır (Caterpillar, 2010) ve bu tablolar sismik hızlara göre sökülebilirliğin değerlendirilmesi için temel rehber olarak günümüzde etkin bir şekilde kullanılmaktadır.

Sismik yöntemler (sismik kırılma, yansıma, çok kanallı yüzey dalgaları analizi, ultrasonik hız ölçümü) bir kazı sistemin seçimine katkı sağlayan kaya kütle özelliklerinin belirlenmesi için oldukça kullanışlıdır (Atkinson, 1971). Bu yöntemler gözeneklilik, yoğunluk, tane boyutu ve şekli, anizotropi, mineraloji, kayaç malzemesinin çimentolanma ve nemlenme etkisinin derecesi gibi, kayaçların birçok temel özelliklerinin elde edilmesini sağlar (Braybrooke, 1988). Kazı çalışmalarında sismik hızın sökülebilirlik tahmini için, değerli bir parametre olduğu ve ilk kullanıldığından bu güne özel makine seçiminde

iyi bir gösterge olduğu kanıtlanmıştır (Tonnizam vd., 2011).

Arazide sismik kırılma ilk varış tomografisi, çok kanallı yüzey dalgası analizi ve laboratuvarında kayaç numuneleri üzerinde yapılan ultrasonik hız ölçümleri ile elde edilen bir sahanın boyuna ve enine dalga hızlarının (V_p , V_s) 1 ve 2 boyuttaki dağılımı (derinlik-uzaklık) sayesinde kayaç sökülebilirliği güvenilir olarak tahmin edilebilir. Bu çalışmada, Trabzon ili çevresinde değişik amaçlarla yapılan birçok arazi ve laboratuvar çalışmalarından elde edilen sismik dalga hızları, hedef alanlardaki kayaçların sökülebilirliğinin tahmini amacıyla uluslararası sismik hız-sökülebilirlik sınıflamasına göre değerlendirilmiştir.

2 MATERYAL VE YÖNTEMLER

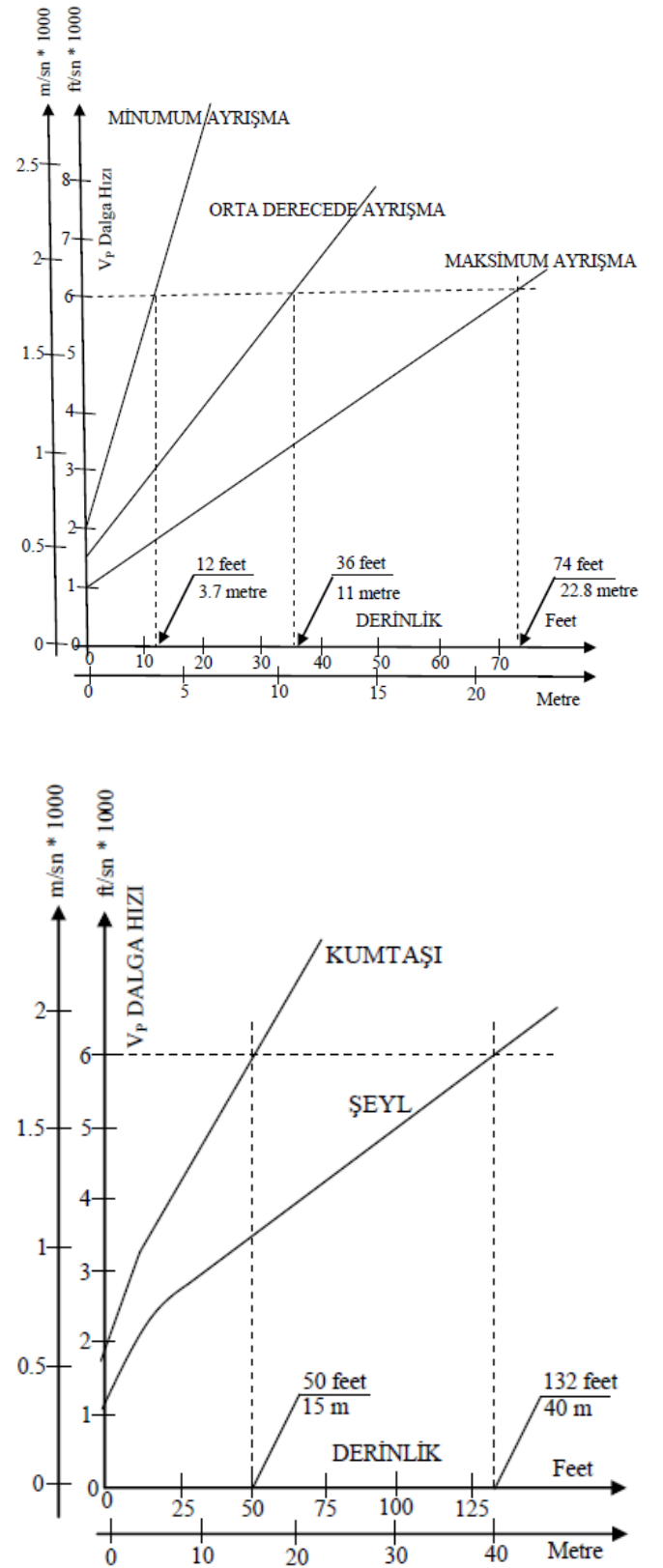
2.1 Sökülebilirlik-Sismik Hız İlişkisi

Sökülebilirlik değerlendirmesini etkileyebilecek altı jeolojik faktör tanımlanmıştır. (Weaver, 1975; Bieniawski, 1989; McCormick Jr, 1983). Bunlardan ilk beşi yeraltı kaya kütleleri ile ilişkili olan kaya türü, yapısı, sertliği, ayrışma durumu ve malzemesini içerirken, altıncısı tamamen sismik dalga hızı ile ilişkilidir. Sismik dalga hızları (V_p , V_s) ise, içinde yayıldıkları ortamın elastik özellikleri, yoğunluk, gözeneklilik, derinlik, ayrışma derecesi, çatlak ve kırıklığın derecesi gibi birçok fiziksel özelliğini açıklar. Bir sahada harfedilecek kesimin derinliği, sismik hız değerlerine göre zeminlerin sökücü araç güç ve tiplerine göre sınıflaması yapılır. Kayaçların aşırı ayrışma ürünü olan orta derecede kohezyonlu zeminler genellikle 1000 m/s' den daha küçük sismik boyuna hız değeri verirler. Kil, kumlu kil, çakıllı kil ve bloklu kil gibi pekişmiş olan kohezyonlu ve gevşek çimentolu malzemeler ile kayaçların aşırı ayrışma ürünü olan fazla kohezyonlu zeminler 1000-1500 m/s arasında sismik boyuna dalga hız değerlerini verir. Magmatik ve metamorfik kayaçların ayrışmaya uğramış zonları, zayıf ve gevşek yapılı, çatlaklı, ayrışmaya yüz tutmuş sedimanter kayaçlar ve bazı hallerde kil, kum, çakıl ve blokların orta derecede çimentolanması ile meydana gelen, zemin/kayaç arası oluşumlar 1500-2000 m/s arası boyuna dalga hız değeri verirler. 2000 m/s değerinden daha büyük boyuna dalga hız değerine sahip kayaçlar ise sırası ile az çakıllı, minimum derecede ayrışmış, gevşek veya sıkışmış bir yapı özelliği

gösterirler (Öncel, 1979). Magmatik, metamorfik ve sedimanter kayaçlar üzerinde yapılan sismik hız belirleme çalışmaları sonucunda elde edilen ve söz konusu kayaçların ayrışma derecelerini minimum, orta derecede ve maksimum olmak üzere 3 gruba ayıran diyagramlar, Şekil 1a ve 2b’de verilmiştir (Church, 1964 ve Öncel, 1979). Açıkça görülmektedir ki, derinliğin artması ile ayrışma seviyelerindeki V_p değerleri doğrusal artış göstermektedir. Bu artış miktarı az olsa da, üstteki ağırlıktan dolayı meydana gelen sıkışma nedeniyle oluşacağı gibi, genellikle ayrışma derecelerinin derinlikle düzenli olarak azaldığını göstermektedir (Öncel, 1979). Şekil 1a’daki diyagram, boyuna dalga hızları açısından orta güçteki sökücü araçlarla sökülmezlik sınırı olan 1900–2000 m/sn hız değerinde olduğunu ve çoğunlukla ayrışma seviyelerinin hangi derinliklere kadar sökücü araçlarla sökülebileceğini göstermektedir. Bununla birlikte, sedimanter kayaçlardaki sökülebilirlik kayaç dokusundan daha çok kayacın tabakalanma, çatlaklılık ve çimentolanma dereceleri gibi yapısal özelliklerine bağlıdır. Sedimanter kayaçlarda, minerolojik ve taneleşme dokularının genel olarak diğer kayaçlara oranla zayıf oluşu, sökülmezlik sınırlarının daha yüksek V_p değerlerinde başlamasını sağlamaktadır (Şekil 1b). Sökülebilirlik değerlendirmesi için sismik dalga hızı yöntemi ilk olarak Caterpillar Kamyon Şirketi tarafından 19. yy’da geliştirilmiştir (Caterpillar, 2010).

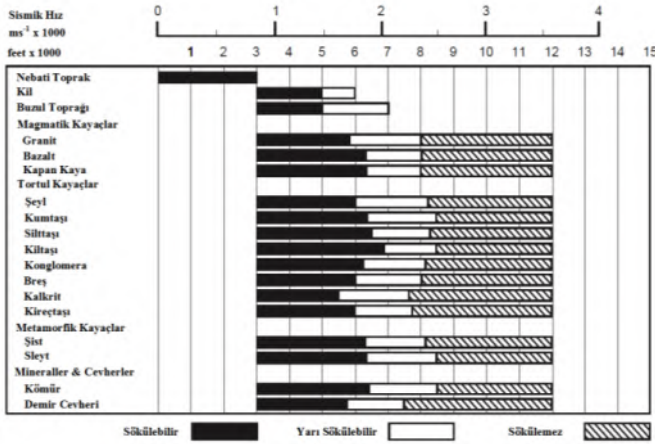
Burada göz önüne alınan temel fiziksel ilke, sismik dalgaların daha yoğun ve konsolide olmuş kayaçlar içinde daha hızlı yayıldığıdır. Dalga hızı kayaç sertliği, tabakalanma, çatlaklılık derecesi, ayrışma miktarı gibi jeolojik özelliklerden etkilenir ve dolayısıyla bu özelliklerin hepsi sökülebilirliği doğrudan etkiler. Genellikle daha düşük sismik hız daha kolay sökülebilir malzemeyi gösterir (Mohamad vd., 2005; Tonnizam vd., 2011). Caterpillar, önceki deneyimleri sayesinde benzer bir malzeme ile elde edilenler ile kaydedilen dalga hızlarının karşılaştırılmasının, sökülebilirlik performansının iyi bir göstergesi olduğunu bulmuştur. Daha sonra, Caterpillar kendi ekipmanı için sismik dalga hızları ile ilişkili olarak sökülebilirlik performansını gösteren tablolar yayınlanmışlardır (Caterpillar, 2010, Tablo 1). Bununla birlikte, zemin ve kayaçların sökülebilirlik niteliği (Öncel, 1979; Gökten ve İphar, 2013) ve jeoteknik (Bailey, 1974) sınıflaması orta ve ağır güçteki sökücü araçlar için düzenlenerek Tablo 2’de verilmiştir. Buradaki sınıflama nitel olup, sökülebilir (çok kolay, kolay),

zor sökülebilir (orta, zor) ve/veya sökülemez (çok zor, son derece zor) olarak belirlenmiştir.



Şekil 1. (a) Magmatik-metamorfik, (b) sedimanter kayaçlar için boyuna dalga hızı (V_p) – ayrışma derecesi ilişkisi (Church, 1964, Öncel 1979’dan revize edilmiştir).

Tablo 1. Vp, litoloji ve sökülebilirlik sınıfı arasındaki ilişkiyi gösteren sökülebilirlik tablosu (Caterpillar Inc., 2010). Bu tablo Caterpillar D8R/D8T sökücü performansı içindir.

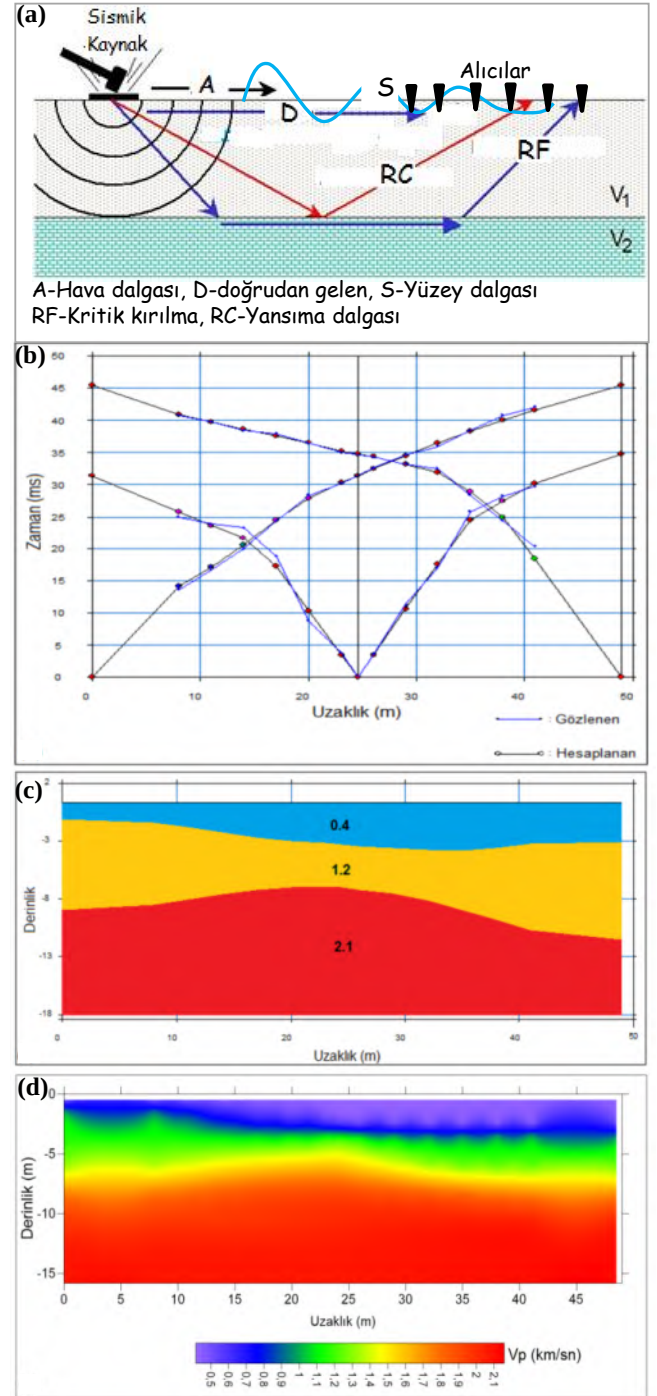


2.2 Sismik Kırılma ve Ultrasonik Hız Ölçüm Yöntemleri

2.2.1. Sismik Kırılma Analizi

Sismik kırılma yöntemi, yeraltı jeolojik birimlerin elastik özelliklerinin ve geometrisinin belirlenmesinde en etkin yöntem olduğu gibi, zemin ve/veya kayaçların sökülebilirlik tahminin yapılmasında kayaçların sismik hızlarının hızlı ve güvenilir şekilde ölçülmesini sağlar. Yöntem, amaca ve proje alanının topografik ve jeolojik özelliklerine bağlı olarak belirlenen profil ve serim doğrultularında, bir kaynak noktasında oluşturulan titreşimlerin yerin jeolojik ortamı içinde yayılıp, sismik empedans farklılığı olan ara yüzelerde kritik kırılarak yüzeyde kaynaktan belirli uzaklıklarda bir düzen içinde yerleştirilmiş sismik alıcılarda (jeofon) kaydedilen sismik dalgaların, ilk varış zamanlarının analizine dayanır (Şekil 2). İlk varış zamanlarının alıcı uzaklığına göre çizilmesi elde edilen uzaklık-zaman (X-T) grafiklerindeki her bir doğru parçasının eğimi yeraltındaki karşılık gelen tabaka içinde dalga yayılma hızını verir. Bu şekilde hem boyuna (P-dalgası) hem de enine (S-dalgası) sismik dalga hızları (V_p ve V_s) elde edilebilir. Sismik kırılma uygulamalarında S-dalgası üretmede kaynak yetersizliği ve istenilen kalitede veri toplanamaması nedeniyle çoğunlukla, düşey bileşen alıcılar kullanılarak boyuna dalgalar (P-dalgası) kaydedilir. Kaydedilen bu dalgaların ilk varışları zamanları ve bu zamanlardan yararlanarak P- dalga hızları (V_p) farklı tekniklerle (gecikme zamanı, karşılık zaman ve tomografik ters çözüm) hesaplanır. İlk varış zamanlarının

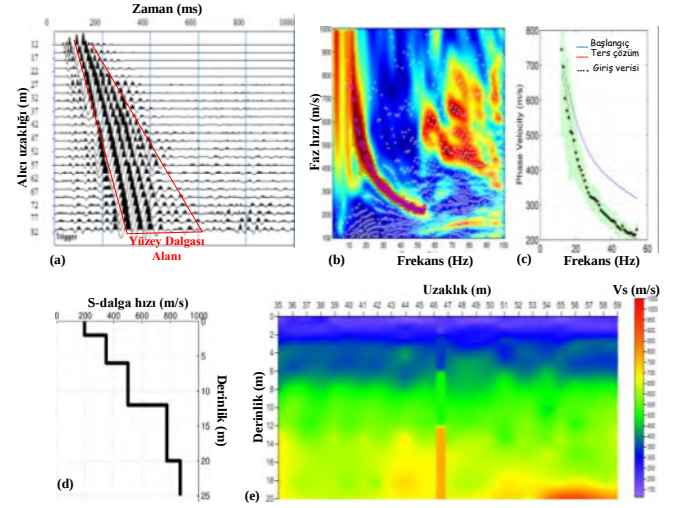
tomografik ters çözümü yanal ve derinlik boyutunda sismik hızın değişimini ürettiği için, kör tabaka (derinlik yönündeki düşük hızlı ara tabaka durumu) probleminden dolayı klasik gecikme zamanı ve karşılık zaman tekniğine göre oldukça avantajlıdır. Böylece, hesaplanan hızlardaki değişimlere göre de tabaka/kayaç sınırları, kayaçların katılığı, sertliği, gözenekliliği, ayrışma derecesi gibi birçok parametre belirlenir.



Şekil 2. Sismik kırılma verisinin (a) araziden toplanma düzeni, (b) ilk varış zamanlarının X-T grafiğinde gösterimi, (c) gecikme zamanı tekniği ve (d) tomografik ters çözüm ile yeraltı yapısının hız ve geometrisinin belirlenmesi.

Tablo 2. Sismik hız-sökülebilirlik ilişkileri.

Sismik Hız (km/sn)	Sökülebilirlik	Makine Sınıfı	Geoteknik Tanımlama	Kazı/Sökü Tanımlama
0.3-0.6	Çok Kolay	D7	Kohezyonsuz zemin, aşırı ayrışma ürünleri	Kazı makinaları ile kolayca kazılabilir
0.6-0.9	Kolay	D7-D8		
0.9-1.5	Orta	D8	Kohezyonlu zemin ve aşırı ayrışma ürünleri	Kazı makinaları ile güç de olsa kazılabilir
1.5-2.1	Zor	D9	Ayrışma ürünleri, Altire ve yumuşak kayalar	Sökücü araçlarla parçalanarak sökülebilir
2.1-2.4	Çok Zor	D9-D10	Sert, sıkı zeminler ve sağlam kayalar	Kompresör ile veya dinamitle parçalanarak sökülebilir
2.4-2.7	Son Derece Zor	D10		



Şekil 3. MASW yönteminde, (a) araziden kaydedilen sismik veri, (b) faz hızı-frekans görüntüsü, (c) dispersiyon eğrisi (noktalı), başlangıç modeli (mavi) ve ters çözüm sonucu (kırmızı), (d) ters çözüm sonucu elde edilen 1B Vs-derinlik profili ve (e) 2B Vs-derinlik kesiti.

2.2.2. Çok Kanallı Yüzey Dalgası Analizi (MASW)

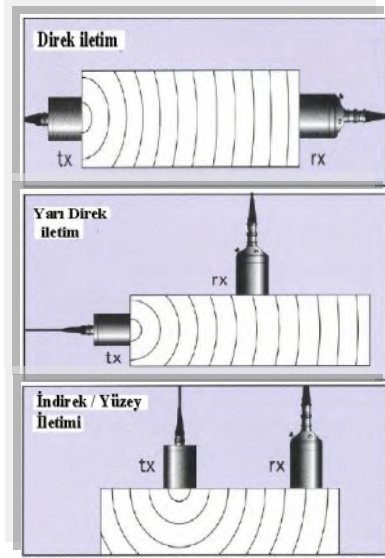
Bu teknik sismik kırılma kayıtları içinde yer alan ve gürültü olarak biline Rayleigh yüzey dalgalarından yararlanarak kayma dalgası hızının (V_s) elde edilmesi esasına dayanır (Şekil 3). Teknik yüzey dalgalarının dispersif özelliklerini (frekansa karşılık faz hızın değişimi) kullanır ve yakın yüzey tabakaların sıkılık-katılık-yumuşaklık profillerinin ve dolayısıyla tam bir karakterizasyonunu yapmada son derece yararlıdır. Atış kaydının (Şekil 3a) yüzey dalga alanından uygun dönüşüm teknikleri (Fourier, Radon ve Faz Kayması) (Şekil 3b) ile dispersiyon eğrisi (Şekil 3c) belirlenir ve bu eğrinin ters çözümü yapılarak çalışılan yere ait 1B'lu S-dalga hız-derinlik profili (Şekil 3d) hesaplanır ve ardı sıra atışların analizleri birleştirilerek 2B'lu S-dalga hız-derinlik kesitleri elde edilir (Şekil 3e). Düşük hız zonlarını görüntülemeye başarılı olduğundan, klasik S-dalga hızı belirleme (gecikme zamanı, karşılıklı zaman) tekniğine göre çok avantajlıdır. İlk 30 m derinlik için ortalama S-dalga hızı (V_{s30}) kullanılarak çalışılan yerlerin sıkılık-katılık-yumuşaklık yorumu yapılabilir. Bunun için uluslararası kabul edilmiş ve ispatlanmış zemin sınıflaması tablosu, NEHRP (National Earthquake Reduction Hazard Program) (BSSC, 1997) kullanılır.

2.2.3. Ultrasonik Hız Ölçümü

Akustiğin bir dalı olan ultrasonik, insan kulağının duyamayacağı kadar yüksek frekanslı ($>20\text{KHz}$) ses dalgalarına verilen isimdir. Ses, cisimlerin titreşmesi sonucu meydana gelmekte ve sesin iletilmesi için bir ortam gereklidir. Ultrasonik gaz, sıvı veya katı ortamdaki mekanik bir dalgadır. Katılarda ses dalgaları boyuna (P), enine (S), yüzey (Rayleigh ve Love) ve plaka (lamb) olmak üzere 4 temel modda yayılır. Yer bilimlerinde daha çok P ve S dalgaları kullanılır. P dalgalarında, tanecik hareketi yayının doğrultusundadır, titreşim boyunadır. S dalgalarında, tanecik hareketi dalganın hareket yönüne dik doğrultuda, titreşim eninedir. Ultrasonik yöntemler tıptan birçok mühendislik dalına kadar yaygın olarak kullanılan hasarsız ölçüm tekniklerinden birisidir. Ultrasonik yöntemin temelinde bir malzeme içerisine verici bir probtan gönderilen ses dalgalarının bir alıcı prob yardımıyla kayıt edilmesi prensibine dayanır. Bu yöntemde, piezoelektriksel özellikteki bir verici prob yardımıyla üretilen elektriksel sinyal mekanik titreşime dönüştürülerek malzeme içerisine gönderilir, malzeme içinde seyahat eden sinyal alıcı prob yardımıyla kayıt edilir. Sinyalin seyahat süresi kullanılarak aşağıdaki denklem yardımıyla ultrasonik hızlar (P ve S) hesaplanır.

$$\text{Puls Hızı} = \text{Numunenin boyu (L)} / \text{seyahat süresi (t)}$$

Ultrasonik hız ölçümleri yapılırken P ve S dalga hızlarının belirlenmesinde farklı frekanslı ve özellikli alıcı-vericiler kullanılmaktadır. P dalga hızları ölçülürken genellikle 25, 54, 82, 150, 250 kHz'lik, S dalga hızları ölçülürken ise 40 ve 250 kHz lik alıcı-vericiler kullanılmaktadır. Ultrasonik hız ölçümleri yapılırken genel olarak 3 farklı teknik kullanılmaktadır. Bu teknikler direk, yarı direk ve indirek ölçüm teknikleri olmak üzere sınıflandırılmaktadır (Garbacz ve Garboczi, 2003). Şekil 4 'de bu tekniklerin malzeme üzerindeki ölçüm şekilleri görülmektedir. Burada tx: verici, rx ise alıcı probtur.



Şekil 4. Numuneler üzerinde ultrasonik hız ölçümü için alıcı-verici problemlerin 3 farklı kullanım düzeni.

Ultrasonik yöntem kullanılarak ölçülen hızlar yardımıyla, malzemelerin kırık-çatlak durumu, gözeneklilik, nemlilik, heteorojenitesi dayanımı, sağlamlığı, dinamik-elastik parametreleri gibi birçok fiziksel özellik belirlenebilmektedir. Ultrasonik yöntemin hem arazide hem de laboratuvarında kolay ve hızlı bir şekilde uygulanabilir olması en önemli avantajlarından birisidir.

3 UYGULAMALAR

Trabzon ve çevresinde birçok sahada farklı amaçlar için toplanan sismik kırılma, yüzey dalgası verileri ile sismik hızlar hesaplanmış ve ilgili sahalardan alınan yaklaşık 1000 adet karot üzerinde de ultrasonik hız ölçümleri yapılmıştır. Bunlar içerisinde özellikle Trabzon ilinin yapılaşma açısından yoğun şekilde kazı yapılan alanlar olduğu için bu çalışma kapsamında örnek olarak, Karadeniz Teknik Üniversitesi (KTÜ)'i

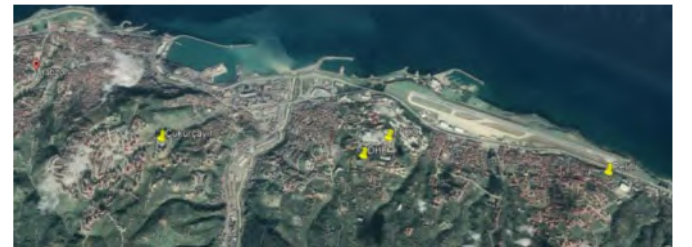
bünyesinde yapılması planlanan Diş Hekimliği Fakültesinin (DHF) ve Tıp Fakültesi Katlı Otopark (TFKO) inşaatı yerlerinin, Pelitli ve Çukurçayır mahallelerinde yapılan zemin etüdü çalışmaları için zemin/kaya sökülebilirliği ve Jeoteknik açıdan durumunun belirlenmesi amacıyla sonuçlar sunulmuştur. Veriler, Jeofizik Mühendisliği Bölümü Uygulamalı Jeofizik Anabilim Dalı Laboratuvarında bulunan 12 ve 24 kanallı araştırma sismografları ve ekipmanı ile toplanmıştır. Verilerin toplanması için kullanılan kaynak-alıcı geometrisi ve kayıt parametreleri Tablo 3'de verilmiştir. Bununla birlikte çalışma sahalarının konumları Şekil 5'de gösterilmiştir.

Tablo 3. Sismik verilerin toplanması için kaynak-alıcı geometrisi ve kayıt parametreleri.

	Saha adı	DHF	TFKO	Pelitli	Çukurçayır	
					P1	P2
Sismik kırılma	$X_0(m)$	4	2	3	8	6
	$\Delta x(m)$	3	2	3	3	3
	$\Delta t(ms)$	0.5	0.5	0.25	0.25	0.25
	$T(s)$	0.5	0.5	0.25	0.25	0.25
	N	12	12	12	12	12
MASW	$X_0(m)$	4	4	6	4	4
	$\Delta x(m)$	3	1	1.5	1	1
	$\Delta t(ms)$	1	1	0.5	0.5	0.5
	$T(s)$	1	1	1	1	1
	N	24	24	24	24	24

X_0 : İlk alıcı offseti, Δx : alıcı aralığı, Δt : örnekleme zamanı, T : kayıt süresi, N : kanal sayısı

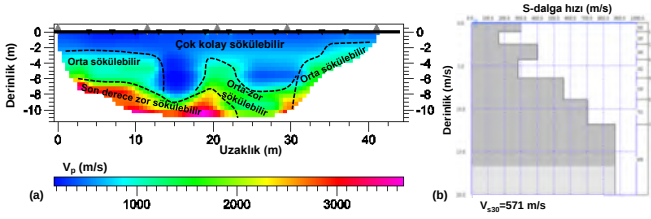
Sismik kırılma ve MASW verilerinin değerlendirilmesi Tablo 1 ve 2 referans alınarak ve ek olarak aynı derinlik seviyeleri için karşılık gelen S-dalgası hız değerleri de değerlendirilerek çalışma alanı için sökülebilirlik sınıflaması, elde edilen P-dalgası hız-derinlik kesitleri üzerin işaretlenerek gösterilmiştir.



Şekil 5. Ölçüm profili (sarı noktalar) konumlarının Google görüntüsü.

Uygulama 1 (DHF): Çalışma alanının jeolojisi genel olarak yüzeyden itibaren kalın kil örtüsü ve temelde volkanik kayalardan (bazalt ve andezit) oluşmaktadır. Sahada 41m'lik bir profilde sismik

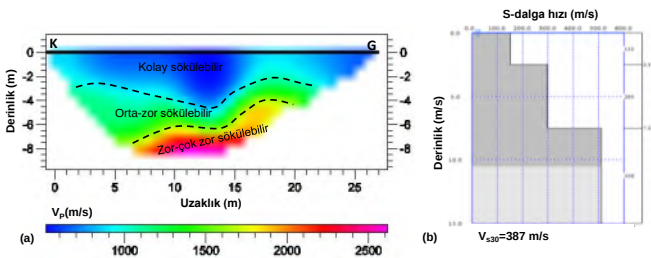
kırılma verisi için hat başı ve sonundan, çeyrek atışlar ve orta atış olmak üzere 5'er atış yapılmıştır. Verilerin tomografik ters çözümü ile yeraltının geometrisini ve P-dalgası hız-derinlik dağılımını gösteren kesitler ile yerin sıklık-katılık değişimini gösteren 1B'lu Vs-derinlik profilleri Şekil 6'da sunulmuştur.



Şekil 6. Uygulama 1 için elde edilen (a) P-dalgası hız kesiti ve (b) S-dalgası hız-derinlik profili.

Uygulama 2 (TFKO): Çalışma alanının jeolojisi DHF inşaa alanına benzerlik göstermektedir. Ancak, sahanın yüzey sathının kuzey yarısı asfalt ve güney yarısı ise sıkıştırılmış döküntü malzemeden (toprak, kırıntılı kayalar, mıcır, vb.) ibarettir. Araçların sürekli hareketi nedeniyle yüzeydeki döküntü malzeme aşırı sıkışmış ve sertleşmiştir.

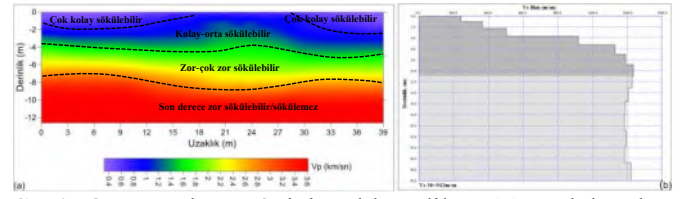
Sahada 26m'lik bir profilde sismik kırılma verisi için hat başı ve sonundan, çeyrek atışlar ve orta atış olmak üzere 5'er atış yapılmıştır. Verilerin tomografik ters çözümü ile yeraltının geometrisini ve P-dalgası hız-derinlik dağılımını gösteren kesitler ile yerin sıklık-katılık değişimini gösteren 1B'lu Vs-derinlik profilleri Şekil 7'de sunulmuştur.



Şekil 7. Uygulama 2 için elde edilen (a) P-dalgası hız kesiti ve (b) S-dalgası hız-derinlik profili.

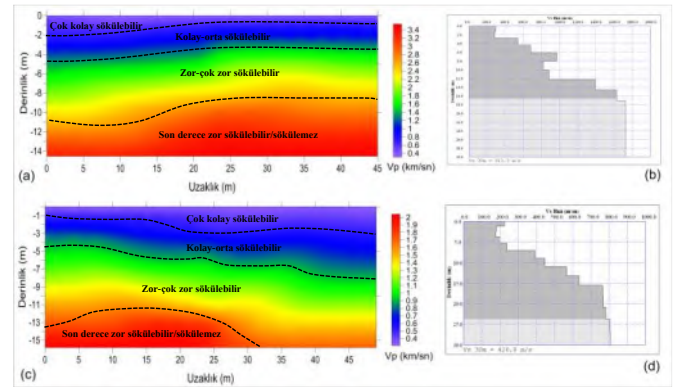
Uygulama 3 (Pelitli): Çalışma alanının jeolojisi genel olarak yüzeyden itibaren kalın kil, silt, çakıl örtüsü ve temelde volkanik kayalardan (bazalt ve andezit) oluşmaktadır. Sahada 39m'lik bir profilde sismik kırılma verisi için iki hat başı ve sonundan, çeyrek atışlar ve orta atış olmak üzere 7'er atış yapılmıştır. Verilerin tomografik ters çözümü ile yeraltının geometrisini ve P-dalgası hız-derinlik

dağılımını gösteren kesitler ile yerin sıklık-katılık değişimini gösteren 1B'lu Vs-derinlik profilleri Şekil 8'de sunulmuştur.



Şekil 8. Uygulama 3 için elde edilen (a) P-dalgası hız kesiti ve (b) S-dalgası hız-derinlik profili.

Uygulama 4 (Çukurçayır): Çalışma alanının jeolojisi genel olarak yüzeyden itibaren kalın kırmızı kil, örtüsü ve temelde volkanik kayalardan (bazalt) oluşmaktadır. Sahada 39m'lik bir profilde sismik kırılma verisi için iki hat başı ve sonundan ve orta atış olmak üzere 5'er atış yapılmıştır. Verilerin tomografik ters çözümü ile yeraltının geometrisini ve P-dalgası hız-derinlik dağılımını gösteren kesitler ile yerin sıklık-katılık değişimini gösteren 1B'lu Vs-derinlik profilleri Şekil 9'da sunulmuştur.



Şekil 9. Uygulama 4 için iki ayrı profilde elde edilen (a, c) P-dalgası hız kesitleri ve (b, d) S-dalgası hız-derinlik profilleri.

Uygulama 3 ve 4'ün yapıldığı sahadan alınan karot örnekleri üzerinde ayrıca laboratuvar ortamında ultrasonik hız ölçümleri yapılarak yerinde ölçümlerle karşılaştırma ve teyit yoluna gidilmiştir. Genel olarak karot örnekleri daha homojen yapıya sahip olduklarından dolayı aynı kaya kütlesi için daha yüksek hız değeri verirler. Bu kapsamda Pelitli ve Çukurçayır sismik profillerinin yapıldığı alanlarda yapılan sondaj kuyularından alınan karotların ultrasonik hız değerleri (P-dalgası hızları) Tablo 4'de verilmiştir. Tabloda, karotların suya doymun ve kuru halleri için hız değerleri birlikte sunulmuştur. Her iki durum için oluşan hız farklılıkları karotların gözenekli ve/veya ince çatlak seviyelerine sahip olduğunu göstermektedir.

Böylece, literatürde ultrasonik hızlara bağlı olarak bir sökülebilirlik sınıflaması olmamasına rağmen, burada kaya kalitesi açısından bir genel değerlendirme yapılmış ve sökülebilirlik ile nitel olarak ilişkilendirilmiştir.

Tablo 4. Pelitli ve Çukurçayır alanlarında yapılan sondaj kuyularından alınan karotların suya doygun ve kuru halleri için ultrasonik hız değerleri (P-dalgası hızları).

No	Pelitli		Çukurçayır	
	Vpd (m/s)	Vpk (m/s)	Vpd(m/s)	Vpk (m/s)
1	3477	3341	5381	5474
2	4316	3868	5392	5492
3	3905	3402	5463	5610
4	3963	3723	2562	2520
5	4503	3953	2295	2900
6	4163	3683	2322	2697
7	4391	3955	4981	5245
8	4546	4191	5380	5594
9	4645	4077	2335	2116
10	4253	3870	2848	3839
11	4165	3489	1662	2644
12	4557	3915	2187	3193
13	4224	3745	2116	2869
14	4102	3629	2217	3149
15	4719	3902	3186	3475
16	4131	3597	3571	4012
17	4089	3761	2337	2828
18	4059	3669	2219	2943
19	3871	3550	2205	2802
20	3965	3625	3450	3985
21	4124	3546	3116	3168
22	3470	3063	2096	2410
23	4274	3889	1990	2611
Ort.	4170	3715	3100	3547
Vpd: Suya doygun karot hızı				
Vpk: Kuru karot hızı				

5 SONUÇLAR

Farklı kaya malzemelerinin kazı özelliklerinin değerlendirilmesinde sismik dalga hızları önemli faktörlerdir. Trabzon ili ve çevresinde sığ yeraltı yapısını tanımlamak için 4 farklı alanda sismik kırılma ve MASW yöntemi ile P- ve S-dalga hızları ve karot örnekleri üzerinde ultrasonik P-dalgası hızları laboratuvar ortamında ölçülmüştür. P-dalga hızları klasik gecikme zamanı yerine tomografik ters çözüm tekniği ile S-dalga hızları ise Rayleigh yüzey dalgası dispersiyon eğrisinin ters çözümünden hesaplanmıştır. Sismik kırılma ilk varış zamanı verilerinin tomografik ters çözümü, klasik gecikme zamanı çözümlerine göre yeraltının hız dağılımını hem derinlik hem de uzaklık boyutunda ayrıntılı olarak sağladığından, zeminin/kaya kütlelerinin nitelikli sökülebilirlik sınıflaması ve litolojik sınırlamaları daha kolay ve güvenilir bir şekilde yapılabilmektedir. Hesaplanan kayma dalgası hızı-derinlik

profilleri sayesinde zeminin/kayanın jeoteknik değerlendirmesi yapılmıştır. Bu değerlendirmeler çalışma sahaları için P-dalga hızına göre yapılmış olan sökülebilirlik sınıflamasını destekleyici niteliktedir. Bununla birlikte, ultrasonik P-dalgası hız değerlerine göre, genel olarak kuru ve suya doygun durumda hız oranlarının (%Vpk/Vpd) yüksek olmaması (Pelitli %89, Çukurçayır %87) sahadaki kayaların kaya kalitesinin iyi olduğu, bu da kaya kütle sökülebilirliğinin nitel olarak son derece çok zor/sökülemez olacağını açıklamaktadır. Buna göre, Tablo 1 ve 2'den yararlanarak P-dalgası hızları ile sökülebilirlik için ve NEHRP tablosundan yararlanarak S-dalgası hızları ile jeoteknik özellikler için genel bir sınıflama yapılarak aşağıdaki Tablo 5'de özetlenmiştir. Sonuç olarak, sondaj yapmadan daha az toplam maliyetle kazı çalışması yapılacak sahada sismik yöntemlerle belirlenecek hız bilgisi kullanılarak hem zemin/kaya kütleleri sökülebilirliği hem de jeoteknik sınıflama hakkında hızlı ve güvenilir tahmin yapılabilir.

Tablo 5. Çalışma alanlarının zemin/kaya kütleleri için yapılan sökülebilirlik ve jeoteknik sınıflama.

Vp (km/s)	Vs (km/s)	Sökülebilirlik	Geoteknik Tanımlama	Kazı/Sökü Tanımlama
0.3-0.6	<0.2	Çok kolay	Yumuşak/çok yumuşak zemin	Kazı makinaları ile kolayca kazılabilir
0.6-0.9	0.2-0.4	Kolay		
0.9-1.5	0.4-0.6	Orta	Katı zemin	Kazı makinaları ile kazılabilir
1.5-2.1	0.6-0.8	Zor	Çok sıkı-katı zemin yada yumuşak kaya	Sökücü araçlarla parçalanarak sökülebilir
2.1-2.4	0.8-1.5	Çok zor	Sağlam kaya/çok sağlam-sert kaya	Kompresör ile veya dinamitle parçalanarak sökülebilir
2.4-2.7	>1.5	Son derece zor/sökülemez		

KAYNAKLAR

- Atkinson, T., 1971. Selection of open pit excavating and loading equipment. Trans. Inst. Min. Metall, 80, A101-A129.
- Bailey, A.D., 1974. Refraction seismic on advancing tool, The Mines Magazine.
- Bieniawski, Z.T., 1989. Engineering rock mass classifications: a complete manual for engineers and geologists in mining, civil, and petroleum engineering: John Wiley & Sons.
- Braybrooke, J.C., 1988. The state of the art of rock cuttability and rippability prediction. Proc. 5th Australian-New Zealand Conf. Geomechanics, Sydney, pp. 13-42.
- BSSC (Building Seismic Safety Council), 1997. NEHRP recommended provisions for seismic regulations for new buildings and other structures: Part 1, Provisions (FEMA 302). Building Seismic Safety Council (334 p).
- Caterpillar Inc., 2010. Caterpillar performance handbook (40th ed): Caterpillar, Inc., Peoria, Ill., 1, 442 p.

- Church, H.K., 1964. Geophysical examination can make earth-moving a profitable science in the Southwest, Southwest Builder and Contractor.
- Garbacz, A. and Garboczi, E., 2003. Ultrasonic evaluation methods applicable to polymer concrete Composites, National Institute of Standards and Technology.
- Göktan R.M. ve İphar M., 2013. Açık işletmelerde kayaç sökülebilirlik tayin yöntemleri, MT Bilimsel Yeraltı Kaynakları Dergisi, Sayı 3.
- McCormick Jr, W. N., 1983. Engineering and Design: Rock Mass Classification Data Requirements for Rippability: DTIC Document.
- Mohamad, E.T., Kassim, K.A. and Komoo, I., 2005. An overview of existing rock excavatability assessment techniques. Jurnal Kejuruteraan Awam, 17(2), 46-59.
- Moustafa, S.S., Ibrahim, E.H., Elawadi, E., Metwaly, M. and Al Agami, N., 2013. Seismic refraction and resistivity imaging for assessment of groundwater seepage under a Dam site, Southwest of Saudi Arabia. International Journal of Physical Sciences, 7(48), 6230-6239.
- Öncel, K., 1979. Kayaç ve zeminlerin yapı ve doku özellikleriyle sökülebilirlikleri ve P tipi dalga hızları arasındaki ilişki, İller Bankası Genel Müdürlüğü, Su ve Kanalizasyon Dairesi Başkanlığı.
- Pettifer, G. and Fookes, P., 1994. A revision of the graphical method for assessing the excavatability of rock. Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology, 27(2), 145-164.
- Sheehan, J.R., Doll, W.E. and Mandell, W.A., 2005. An evaluation of methods and available software for seismic refraction tomography analysis. Journal of Environmental and Engineering Geophysics, 10(1), 21-34.
- Tonnizam, M.E., Rosli, S., Muhazian, M. and Fauzi, M., 2011. Assessment on excavatability in weathered sedimentary rock mass using seismic velocity method. Journal of Materials Science and Engineering A: Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing, 1(2), 258-263.
- Weaver, J., 1975. Geological factors significant in the assessment of rippability. The Civil Engineer in South Africa, 17(12), 313-316.

Çimentolu enjeksiyon ile bir maden kuyusunun geçirimsizliğinin sağlanması ve enjeksiyon alırımının kaya kütlesi özellikleri ile ilişkilendirilmesi

Permeation grouting of a mine shaft by cementitious grouting and relating the grout take with the rock mass properties

İ.F. Öge

Muğla Sıtkı Koçman Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Muğla, Türkiye

H. Göksu, B. Özkan, E. Soyer, C. Ersoy, F.E. Yağımlı, A. Türkoğlu, Y. Tonbaktepe
Polyak Eynez Enerji Üretim A.Ş., İzmir, Türkiye

ÖZET: Kaya yapıları ve benzer yeraltı maden açıklıkları yeraltı suyunun olumsuz etkilerine maruz kalabilmektedir. Yeraltı suyunun varlığı, hem duraysızlık, hem de madencilik ve kazı faaliyetlerini sürdürmek anlamında ilave zorluk ve maliyete neden olabilmektedir. Bu çalışmada geçirimli bir kaya kütlesinde açılan maden kuyusu için yapılan çimentolu enjeksiyon uygulaması incelenmiştir. Kaya kütlesinin geçirimsizliği, Lugeon testi ile ölçülmüştür. Enjeksiyon yapıldıktan sonra tekrar Lugeon testi uygulanmıştır. Bildiride, farklı derinliklerdeki enjeksiyon kademelerinde, enjeksiyon sarfına karşılık Lugeon değerindeki düşüşle ilgili elde edilen sonuçlar verilmiştir. Kuyunun birim uzunluğu başına harcanan enjeksiyon sarfı, derinlik ve kaya kütle özellikleri ile ilişkilendirilmiştir. Kaya kütle özellikleri olarak Kaya Kalite Göstergesi (RQD) ve Kaya Kütle Puanlama (RMR) sisteminin Süreksizlik Durum Puan'ı (Dc) dikkate alınmıştır. Sonuçta, derinlik, RQD ve Dc değişkenleri göz önüne alınarak enjeksiyon sarfının kestirebileceği anlaşılmıştır.

ABSTRACT: Similar to the engineered rock structures, underground mining openings are susceptible to the negative effects of groundwater. The presence of the groundwater may cause additional difficulty and cost in terms of stability as well as maintaining the mining and excavation operations. In this study, a cementitious grouting operation for a mine shaft located in a permeable rock mass was investigated. The permeability of the rock mass was measured by Lugeon test. After the execution of the grouting, Lugeon testing was carried out, again. The grout take vs. reduction of the Lugeon value was presented for the testing intervals. Grout take per unit length of the shaft was related to the depth and the rock mass properties. Among the rock mass parameters, Rock Quality Designation (RQD) and Discontinuity Condition Rating (Dc) of Rock Mass Rating (RMR) system were considered. As a main result, it is concluded that if the depth, RQD and, Dc are taken into consideration, the grout take of a permeable rock can be predicted.

1 GİRİŞ

Kaya kütlesi içinde veya üzerinde oluşturulan yeraltı yapılarının inşaatında yeraltı suyunun önemli etkileri bulunur. Yeraltı suyu geliri, duraylılık, iş güvenliği veya kazı-tahkimat gibi faaliyetleri olumsuz yönde etkiler. Kaya kütlelerinde bulunan süreksizlikler yeraltı suyunun hareketi için imkan sağlar, (Zimmerman ve Bodvarsson, 1996). Su geçirgenliğinin azaltılması, barajlar ve barajların temelleri gibi bazı yer üstü yapıları için de bir zorunluluktur (Karagüzel ve Kılıç, 2000). Yeraltı madenciligi veya kazı faaliyetlerinde yeraltı suyu durumunun araştırılması gereklidir. Bu araştırmalar neticesinde

alınacak önlemler için çalışma yapılarak, gerçekleştirilecek faaliyetlerin gecikmesi önlenir, iş güvenliği açısından daha emniyetli çalışma ortamı oluşturulabilir. Bir yeraltı kazı faaliyetinde yüksek su geliri ile karşılaşılması, su atımı ihtiyacını doğurur ve bu durum hem yatırım hem de işletme giderlerine ilave yük getirir.

Kuyu açma işi, su baskınına karşı en hassas yapılardan birisidir. Kuyu açma faaliyeti, çalışma alanı sınırlı kuyu dibinden yürütüldüğü için, her zaman yeteri kadar alan bulunmamaktadır. Çalışma ortamında sürekli delme, patlatma, pasa alma, tahkimat gibi işler yürütülmekte ve kuyu tabanı sürekli daha derine inmektedir. Bu yoğun iş döngüsünün bulunduğu ortamda su atımı ilave bir

iş yükü ve karmaşa getirmektedir. Ayrıca, kuyunun düşey geometride bulunması, kuyuya sızan yeraltı suyunun bütün faaliyetlerin yürütüldüğü kuyu dibinde toplanmasına neden olmaktadır.

Türkiye’de kısmen veya tamamen su baskınına uğrayan kuyular bulunmaktadır. Bunların bir kısmı, taş kömürü havzasında gerçekleşmiştir. Bu tür durumlarda enjeksiyon, büyük miktarlarda su atımı, bazı açıklıkların barajlanması gibi çalışmalar gerekmekte ve bunlar büyük zaman ve maddi kayıplara yol açmaktadır. Kuyu açma işinde 10m³/saat su geliri işe devam etmek için pratik bir üst limit olarak tanımlanabilir.

Yeraltı suyunun kontrol altına alınması için alınan önlemler çimento şerbeti enjeksiyonu olabildiği gibi, zeminin dondurulması, kimyasal enjeksiyon malzemelerinin kullanılması seçenekleri de uygulanabilmektedir (Polozov and Popov, 1985; Aksoy, 2008). Su geçirgenliği azaltmaya yönelik bu faaliyetler aynı zamanda ortamın iyileştirilmesine de imkân sağlayabilmektedir.

Kaya kütlesinin geçirgenliğinin azaltılması için enjeksiyon malzemesi olarak kullanılan çimento-su şerbetine büyük çatlakları tıkamak için belirli oranda kum da eklenmektedir. Çimento şerbeti bir akışkan olarak değerlendirildiğinde, enjeksiyon işlerinde kaya kütlesi geçirimsizliğinin bu akışkanın hareketine imkan tanır olması gerekmektedir. Su ile çimento şerbetinin akışkanlık özellikleri değiştiği gibi, priz alan çimento şerbeti zamana karşı da davranışında değişiklik gösterir. Enjeksiyon işlerinde, geçirimsizliği etkileyen kaya kütlesi özellikleri temel olarak, süreksizliklerin sıklığı, açıklığı, sürekliliği, pürüzlülüğü, dolgu tipi ve özellikleri olarak belirtilebilir. Sondaj karot örnekleri veya jeofizik araştırmalar yardımıyla kaya kütlesi geçirimsizliği önceden kestirilebilmektedir, (Foyo vd., 2005). Kaya kütlesi geçirimsizliği (permeabilite), ikincil permeabilite gibi terimler birbirleri yerine kullanılabilir.

Kaya kütlesinin geçirimsizliğini ölçmek için basınçlı su testi (Lugeon testi) en çok kabul gören yöntemdir. Bu çalışmada da aynı amaçla bu yöntem kullanılmıştır. Deney, prensipte açılan sondaj kuyusuna pakirli test cihazı indirilerek yapılmakta, deney zonu üst ve alttan pakirlerin şişirilmesi ile sınırlanır. Daha sonra kademeli olarak arttırılan su basıncı değerinde 5’er dakikalık sürelerde ne kadar suyun sızdığı ölçülür. En az beş farklı basınç kademesinde sızan su miktarları kaydedilir ve hesaplamalarda kullanılır. Lugeon değeri litre/dakika/metre cinsinden hesaplanır ve kaya kütlesinin geçirimsizliğinin sınıflamasında kullanılır. Lugeon değeri, 1 ve 5 aralığında iken

oldukça geçirimsiz, 100 değerinde ise çok yüksek geçirimli kaya kütlesini belirtir, (Quiñones-Rozo 2010).

Yüksek Lugeon değeri tespit edilen ve yeraltı suyunun bulunduğu bölgelerde kuyu açılması esnasında karşılaşılabilecek sorunları en aza indirebilmek için, çimentolu enjeksiyon uygulaması, kuyu etrafında geçirimsizliğin azaltılmasında tercih edilen gelenekselleşmiş yöntemlerdendir.

Bu çalışmada Soma kömür havzasında bir yeraltı işletmesine ait, kuyu açma işi için gerçekleştirilen enjeksiyon çalışması incelenmiştir. Burada sarf edilen enjeksiyon miktarına karşılık gelen Lugeon değişimi incelenmiştir. İlaveten, derinlik, Kaya Kalite Göstergesi (RQD) (Deere vd., 1966) ve Kaya Kütle Puanlaması (RMR) sisteminin süreksizlik durumu (Dc) (Bieniawski, 1989) parametreleri ile birim derinlik başına sarf edilen enjeksiyon hacmi ile ilgili ilişki araştırılmıştır. Bu çalışmada dikkate alınan kaya kütlesi ile ilgili RQD ve Dc gibi parametreler, yer altı açıklıkları tasarımında kullanıldıkları için (Özsan ve Karpuz, 2001), saha çalışmalarında toplanmaktadır.

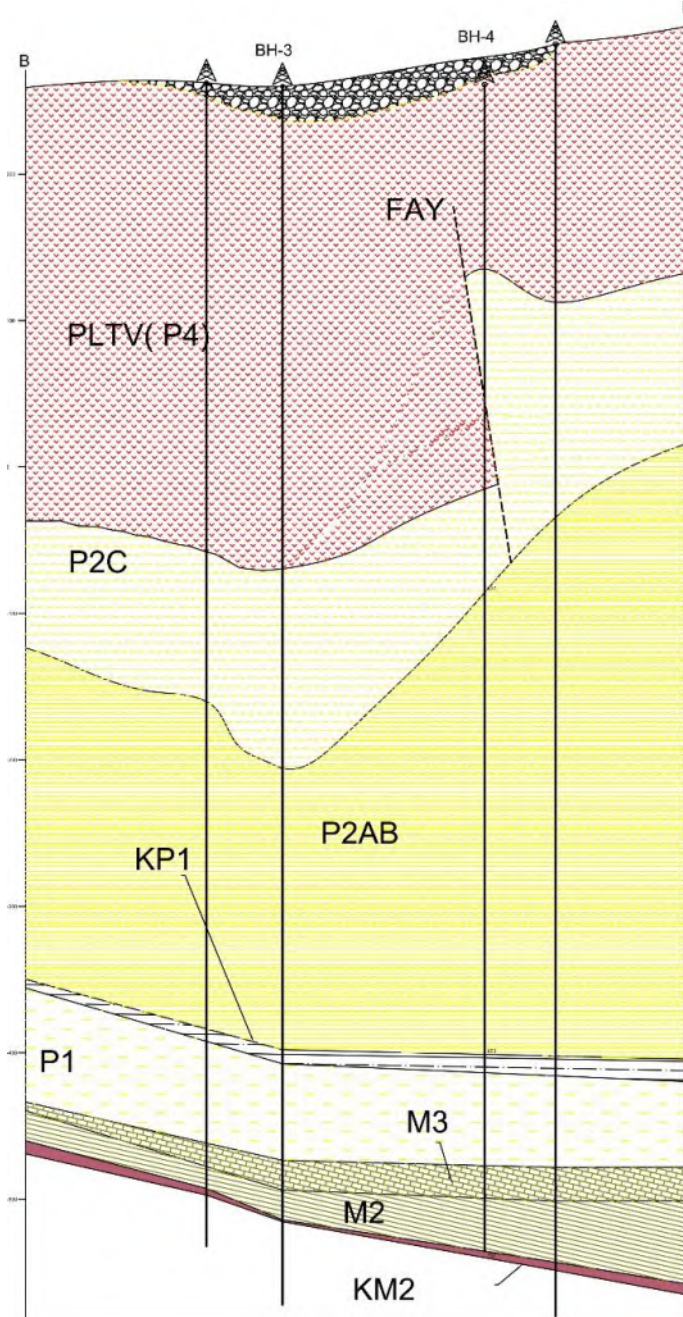
2 ÇALIŞMA ALANI

2.1 Jeolojik durum

İnceleme alanının bulunduğu bölgede genel jeoloji ve madencilik faaliyetlerinin yürütülmesine yönelik çok sayıda çalışma yapılmıştır. Son olarak kuyu açma işinin yürütüldüğü ruhsat sahasının kömür jeolojisini araştırmaya yönelik çalışma Tüysüz ve Genç (2013) tarafından yapılmıştır. Saha jeolojisi ile ilgili bilgiler bu çalışmalardan derlenmiştir. Çalışma alanının tabanında Triyas yaşlı zayıf dereceli metamorfik çökel kayaları yer almaktadır (Kınık formasyonu). Temel birimleri üzerinde aşıl uyumsuzluk ile Neojen birimleri depolanmıştır. Bunlar başlıca Karasal (gösel) çökeller ve volkanik birimlerden oluşmaktadır.

Kınık formasyonu çökel kökenli, metamorfizmaya uğramış fliş benzeri bir istiftir. Sleyt, fillat, metakumtaşı litolojilerinden oluşmakta ve değişik boyutlarda Permian yaşlı rekristalize kireçtaşı blokları içermektedir. Soma formasyonu inceleme alanı içerisinde mostra vermez. Ruhsat sahasında açılmış olan tüm sondajlarda oldukça kalın kesilmiştir. Şekil 1’de verilen çalışma alanına ait jeolojik kesit, aynı zamanda sahadaki litolojiyi göstermektedir. Soma formasyonu ruhsat sahası

içinde açılmış olan sondajlarda, metamorfik kayalar üzerinde diskordan olarak oturan bir taban çakıltası ile başlamaktadır. Çakıltaları gri renkli, ince-orta tane boyulu ve kum, silt bağlayıcılıdır. Sondaj loglarında “M1” simgesi ile gösterilmiş taban kırıntılıları üzerinde, kalınlığı 3,5 m ile 30 m arasında değişen bir linyit zonu gelir. Bölge Neojen literatüründe “KM2” olarak bilinen bu linyit zonu genellikle sert, masif, siyah ve parlak bir görünüme sahiptir. KM2 nin alt bölümlerinde linyit kalitesi düşmekte ve kil oranı artmaktadır. KM2 zonunun üzerine mavimsi-gri renkli bir marn seviyesi gelmektedir. M2 olarak tanımlanmış olan bu litolojiyi Brinkmann vd. (1970) istifte daha üstte yer alan kireçtaşları ile (M3) birleştirerek marn ve kireçtaşlarının her ikisini birden “marn-kalker serisi” olarak tanımlamıştır.



Şekil 1. Çalışma alanı jeolojik kesiti (Öge, 2017)

Deniş Formasyonu Soma formasyonu üzerine gelen kömür ara katlı kırıntılı bir çökel istifidir. Birim içinde Nebert (1978) tarafından alttan üste doğru 6 alt seri tanımlanmıştır. Bunlar; Kumtaşı-Silttaşı-Alacalı Kil seviyesi (P1), Üst Linyit seviyesi (KP1), Kil-Tüf-Marn seviyesi (P2ab), Kil-Kumtaşı-Çakıltası seviyesi (P2c), İnce çakıllı (silisli) kalker seviyesi (P3) ve Tüf-aglomera (P4 veya Pltv) seviyelerini tanımlamıştır.

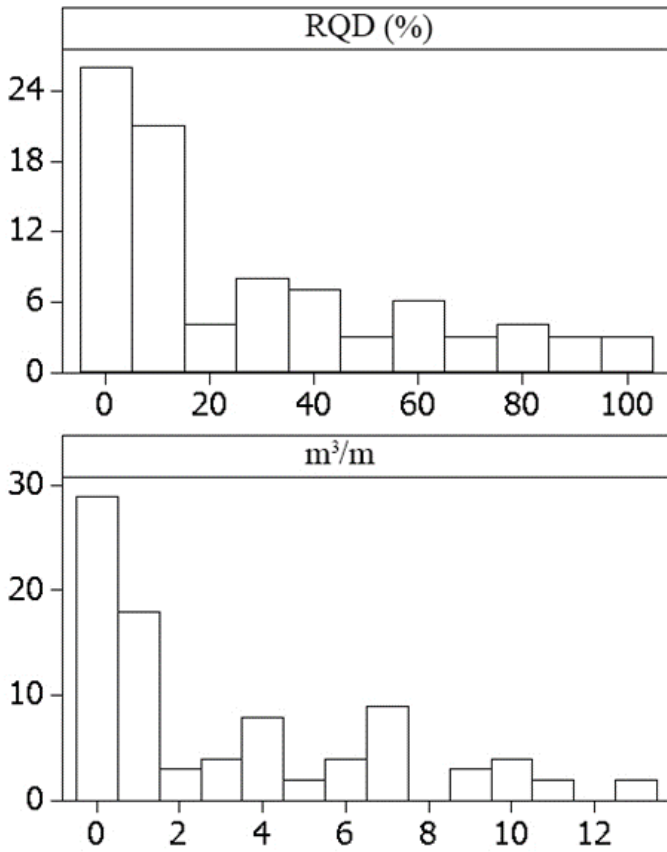
Maden sahasında açılan kuyular bütün jeolojik birimleri geçmektedir. Ancak bu çalışmada kuyu enjeksiyon işinin yürütüldüğü ve bu çalışmaya konu olan birim Pltv veya P4 olarak tanımlanan volkanik birimdir.

Deniş formasyonunun en üstünü oluşturan ve P4 seviyesi olarak bilinen tüf ve lav biriminin ana kütlelerini piroklastik düzeyler oluşturmaktadır. Bunlar piroklastik kırıntı ve akıntı birimleri ile temsil edilir. Genellikle latitik-andezitik bir volkanizmanın ürünü olan piroklastik akıntı birimleri alttaki ince taneli piroklastik ve/veya çökeller üzerine yer yer kazıyarak ve onları deforme ederek oturmaktadır. Diğer grup piroklastikler ise döküntü birimleri olarak muntazam tabakalı, iyi boyanmalı, bolca pumisli ve derecelenmeli olup, Deniş formasyonunun sedimanter kayaları ile uyumlu görünmektedir. Volkanik seri içerisinde yer alan diğer bir kaya grubu Elmadere köyü ve yakın dolaylarında tipik mostraları gözlenen akma breşleridir. Bunlar değişik boyutlarda ve köşeli lav çakılları ile yine aynı lavın bağlayıcı olduğu, kötü ama belirgin, kalın tabakalı litolojilerden oluşmaktadır.

Piroklastik akıntı ve döküntü birimleri latitik, andezitik, nadiren dasitik ince lav düzeyleri ile ara katlı akma breşi ve lahar düzeylerinden oluşur. Lahar düzeyleri orta-iri boyutta, genellikle yuvarlak ve küresel biçimli andezit, latit, yer yer dasit bileşimli çakıl ve bloklardan oluşmaktadır. Volkanik topluluğa ait lav düzeyleri ise piroklastik birimler arasında yer yer ara katkı konumunda yer almakta ve topluluğun en üst kesimlerini oluşturmaktadır. Lavlar gri, bej-krem, pembe renkli, yer yer sert, bol çatlaklı olup sık sık akma yapısı göstermektedir. Genellikle andezit, trakiandezit ve dasit bileşimindedirler. Çoğunlukla lav akıntıları ile temsil edilseler de bazı alanlarda çökeller ve piroklastikleri kesen dayk ve damar sistemleri de izlenmiştir. Bunun tipik örnekleri inceleme alanının güney kesimlerinde Kocadere doğu ve batı yamaçları ile Kızılkaya civarında görülmektedir.

2.2 Kuyu bölgesi ve enjeksiyon faaliyetleri

Kuyu açma faaliyeti daha derine inerse de, yüzeyden yaklaşık 120m derinliğe kadar olan ve sıklıkla süreksizlik içeren Pltv birimi içerisinde yürütülen faaliyetler konu edilmiştir. Süreksizliklerin sık olması, düşük RQD (Kaya Kalitesi Göstergesi) ve neredeyse yüzeyde bulunan yeraltı su seviyesi enjeksiyon uygulamasını gerekli kılmıştır. Çalışma yapılan bölge için RQD ve metre derinlik başına sarfedilen enjeksiyon hacmen miktarları dağılımı olarak Şekil 2’de verilmiştir.



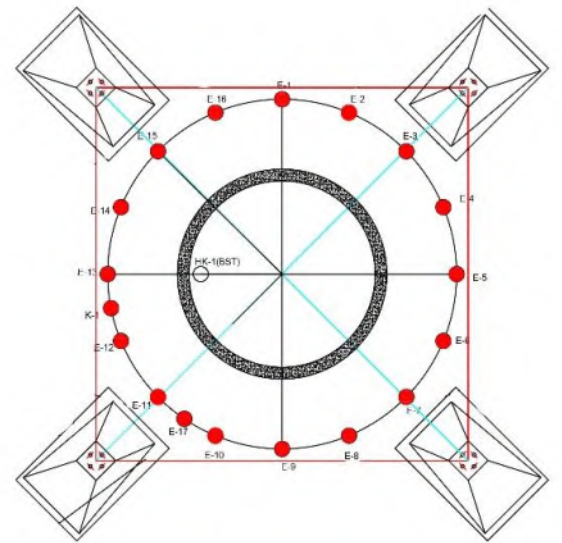
Şekil 2. RQD ve hacmen enjeksiyon miktarı sıklık dağılımı

Şekil 2’de metre derinlik başına sarfedilen enjeksiyon hacmi (m^3/m) hesabı için bazı işlemler gerçekleştirilmiştir. Çok sayıda sondaj deliği enjeksiyon amacı ile kullanıldığından, herhangi derinlikteki bir metrelik bir kısma yapılan enjeksiyon miktarı, deliklerin hepsinden aynı derinliğe gönderilen enjeksiyon miktarını gösterir. 17 enjeksiyon deliği için, belirli bir metre derinlikteki uygulanan toplam enjeksiyon miktarı olarak da tanımlayabiliriz.

Enjeksiyon yapılacak sondaj deliği hedeflenen en büyük derinliğe kadar açılabilir. Paket vasıtası ile enjeksiyon işi en derin kademedan başlatılır ve yukarı doğru paket çekilip tekrar yerleştirilerek

enjeksiyonlama işi tamamlanabilir. Bu yöntem pratik olmasına rağmen bazı dezavantajlar barındırır. Sondaj dibinde sıkılan ve sızdırmazlık sağlayan pakerin arkasına ve delik içine enjeksiyon malzemesi, kaya kütlesi içerisinde kısa devre yaparak sızıntı yapabilir. Bu hem enjeksiyon işinin hedefine ulaşmamasına yol açar, hem de enjeksiyon işinin uygulanmasında zorluklar çıkarır. Zayıf, çok kırıklı kaya kütlelerinde bu durumun önüne geçmek için, önce sondaj deliği, enjeksiyonlama kademesi kadar açılır ve paket indirilerek enjeksiyon işine başlanır. Enjeksiyon işi tamamlandıktan sonra, paket delikten geri çekilir ve tekrar sondaja başlanarak delik derinleştirilir ve aynı döngü tekrarlanır. Böylece enjeksiyonlanmış kaya kütlesi içine yerleştirilen paket, sızdırmazlığı sağlar ve kısa devre önlenir.

Enjeksiyon işinin başlangıcında, verilen çimentolu enjeksiyon malzemesi yüksek su/çimento oranına sahiptir. Zemin enjeksiyona doydukça su miktarı azaltılır. Yerine göre çimento-su karışımına kum da ilave edilebilir. Sahada çimento enjeksiyonu su çimento oranı ağırlıkça 1 civarındadır. İşletme tarafından karar verilen ve uygulanan enjeksiyon paterni Şekil 3’te verilmiştir.



Şekil 3. Enjeksiyon için açılan sondaj delikleri

Zamandan tasarruf etmek amacı ile birbirine en uzak deliklerde ve aynı anda en fazla 2 delik olmak üzere eş zamanlı enjeksiyon yapılmıştır. Toplam delik sayısı 17’dir. Şekil 3’te koyu renkli büyük daire kuyuyu göstermekte olup, kırmızı noktalar enjeksiyon için açılan sondaj yerleridir. Enjeksiyon durdurma basıncı (refü basıncı), pompa çıkışı 20 bar olarak alınmıştır. Derinliğe bağlı olarak gerçek enjeksiyon basıncı artmaktadır. Enjeksiyona

başlandığında, eğer enjeksiyon sızacak yer bulabiliyor ise, enjeksiyon basıncı düşük seviyelerde seyrederek. Enjeksiyon, kaya kütlesi içerisindeki süreksizlikleri doldurdukça ve bu süreksizlikler tıklandıkça, enjeksiyon ilerlemekte zorlanır ve doğal olarak basınç artar ve durdurma basıncına ulaşması beklenir. Enjeksiyon yapılan kademenin derinliği arttıkça, arazi gerilmesi de artar. Bununla beraber, pompa çıkış basıncına ilaveten, enjeksiyon borusunun uzunluğu (derinliği) kadar ilave basınç oluşması da dikkate alınması gereken bir parametredir.

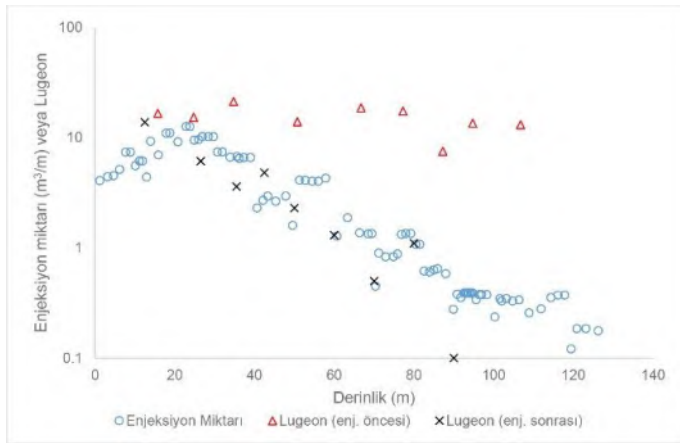
3 BULGULAR VE TARTIŞMA

Kaya kütlesinin geçirimsizliği, Lugeon değeri kullanılarak temsil edilmiştir. Lugeon değerinin hesaplanması eşitlik 2.1'deki gibi yapılmaktadır.

$$Lugeon = \frac{Q}{L} \times \frac{P_0}{P} \dots\dots\dots(1)$$

Burada Q, su kaybı (lt/dk), L test aralığı (m), P₀ referans basınç (1MPa), P test basıncı (MPa) olarak alınır. Yaklaşık olarak 1 Lugeon=1.3×10⁻⁵ cm/sn =1.3×10⁻⁷m/sn (Fell vd., 2015) olarak alınmaktadır.

Enjeksiyon çalışması öncesinde ve sonrasında ölçülen Lugeon değerleri ve kaya kütlesinin metre başına hacimce enjeksiyon alımı Şekil 4'te verilmiştir.



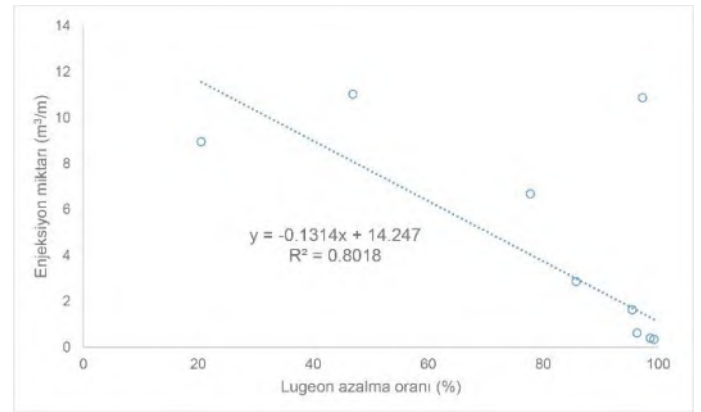
Şekil 4. Enjeksiyon öncesi ve sonrası Lugeon ve verilen enjeksiyon miktarları

Enjeksiyon öncesinde Lugeon değerleri 10'un üzerinde iken, enjeksiyon sonrasında 5 değerinin altına çekilebilmiştir. Kuyu açılması esnasında da, delme-patlatma işinin işletme tarafından özenli bir şekilde gerçekleştirilmesi sayesinde kuyunun bu kısmı yeraltı suyu ile ilgili bir sorun olmadan açılmıştır.

Enjeksiyon yapılan kademeler, Lugeon ölçümlerinin alındığı noktalar birebir aynı olmadığı için veriler düzenlenmiş ve 9 farklı noktada enjeksiyon öncesi ve sonrası Lugeon değerleri, metre başına sarfedilen enjeksiyon hacmi ile karşılaştırılmıştır, (Şekil 5). Lugeon azalma oranı aşağıdaki gibi hesaplanabilir:

$$Lugeon\ azalma\ oranı\ (\%) = \frac{Lugeon_{in} - Lugeon_{enj}}{Lugeon_{in}} \times 100 \dots\dots\dots(2)$$

Burada, Lugeon_{in}, enjeksiyon uygulanmadan ölçülen, Lugeon_{enj} ise enjeksiyon yapıldıktan sonraki değeri temsil etmektedir.



Şekil 5. Enjeksiyon miktarına karşılık Lugeon değerinin azalma yüzdesi

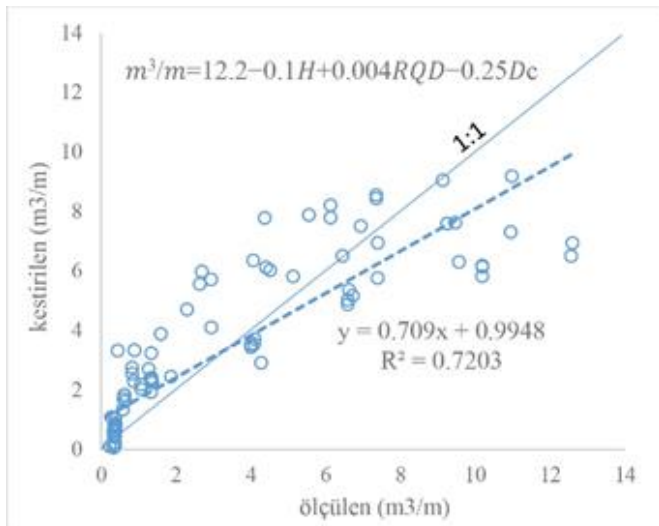
Şekil 5'teki ilişki, regresyon ile verilmiş olup burada veri noktalarından bir tanesi ilişkiye dahil edilmemiştir ancak grafik üzerinde görülmektedir. Burada dikkati çeken durum, kaya kütlesinin enjeksiyon alımı az olduğunda, Lugeon değerindeki kayda değer azalmadır. Ancak, enjeksiyon sarfının az olması, kaya kütlesinin daha az geçirgen olması ile ilgilidir. Böylece geçirimsizliği daha az kaya kütlesi kademeleri, daha yüksek bir yüzde ile iyileştirilmiştir. Tüketilen enjeksiyon miktarının fazla olduğu bölgeler yüksek geçirgenliğe sahip bölgeler olup, iyileştirme performansı daha düşük olmaktadır. Bir diğer durum da, sık derinlikteki geçirimsiz bölgelere enjeksiyon uygulanmasında daha büyük gayret gerekmektedir. Kaya kütlesi içerisindeki süreksizlikler, daha düşük arazi gerilmesi etkisi altındadır. Derinliğin ciddi bir etkisi olduğu görülmektedir.

Yapılan enjeksiyon çalışmasında, tüketilecek enjeksiyon miktarını kestirebilmek için 17 sondaj kuyusunda, 161 farklı noktaya verilen enjeksiyon miktarlarına ait veri toplanmıştır. Ayrıca, kuyu merkezinden geçmekte olan ve kaya mekaniği çalışması amacı ile açılmış sondaj kuyusundan elde edilen sondaj karot örneklerine ait loglar değerlendirilmiştir. Bu veriler birlikte kullanılacak

şekilde düzenlenmiştir. Bu şekilde 88 veri noktası oluşturulmuştur. Her bir veri noktasında, belirli bir aralık için harcanan enjeksiyon malzemesinin m^3/m cinsinden ifadesi, derinlik (H), RQD ve RMR kaya sınıflama sisteminin süreksizlik durum puanlaması (Dc) değerleri yer almaktadır. Kaya kütlelerine ait parametreler ile enjeksiyon tüketimi arasında doğrudan ilişki tespit edilemediği için çoklu regresyon analizi gerçekleştirilmiştir. Elde edilen doğrusal regresyon, eşitlik 2.3'te verilmiştir.

$$\frac{m^3}{m} = 12.2 - 0.1H + 0.004RQD - 0.25Dc \quad \dots\dots\dots(3)$$

Eşitlik 3'ten anlaşılabileceği üzere, enjeksiyon tüketimi, derinlik ile ters orantılıdır. Derinlik arttıkça, süreksizliklerin daha sıkı olması ile bu durum açıklanabilir. RQD arttıkça, enjeksiyon tüketiminin artacağı öngörüsü de bu eşitlikten elde edilmektedir. RQD arttıkça, süreksizlik miktarının azalmasına rağmen enjeksiyon tüketimi ile doğru orantı tespit edilmesi ile ilgili olarak, süreksizlik durumunu da incelemek gerekir. Düşük RQD değeri gözlemlenen bölgelerde aynı zamanda süreksizlik kalitesinin de düştüğü, kil gibi geçirimsiz dolgu malzemelerinin varlığı gözlemlendiğinde, sunulan eşitlikteki durum açıklanabilmektedir. Düşük RQD değeri hesaplanan yerlerde kil dolgularının artması, yüksek RQD değerine rastlanan yerlerde, geçirimsiz kil dolgularının azalması, enjeksiyon tüketimi ve RQD arasındaki doğru orantıyı açıklamaktadır. Süreksizlik durumu puanı (Dc) arttıkça daha pürüzlü, daha küçük aralıklı süreksizlik yüzeyleri temsil edilmektedir. Artan Dc değeri karşısında enjeksiyon tüketiminin azalması beklenir. Bu çalışmada da bu öngörüye uygun bir bağıntı elde edilmiştir. Elde edilen bu eşitlik için R^2 değeri 0.72 olup, kestirilen ve ölçülen veri için hesaplanmıştır, (Şekil 6).



Şekil 6. Geliştirilen eşitlik ile kestirilen ve sahada ölçülen değerlerin karşılaştırılması

4 SONUÇLAR ve ÖNERİLER

Kaya kütlelerinin enjeksiyonlanması karmaşık bir mekanizmaya sahip olup sadece bu çalışmada dikkate alınan parametrelere bağlı değildir. Enjeksiyon malzemesi olarak kullanılan malzeme, kaya kütlelerinin özellikleri, işletme koşulları enjeksiyon performansını değiştirir. Bu çalışmada, çimentolu enjeksiyon ile kuyu çevresinin su geçirgenliğinin azaltılması ile ilgili performans değerlendirilmiştir. Enjeksiyon alarının yüksek olduğu bölgelerde, geçirgenlik daha zor azaltılabilmektedir. Kaya kütlelerinde enjeksiyon tüketimini kestirebilmek için doğrusal çoklu regresyon yöntemi uygulanmıştır. Derinlik, RQD ve Dc parametreleri ile metre başına tüketilebilecek enjeksiyon hacmi ile ilişkilendirilmiştir. Bu eşitlik ile geoteknik sondaj logu hazırlandığında enjeksiyon tüketimini kestirebilmek özellikle benzer bölge jeolojik birimleri içerisinde mümkün olabilmektedir.

Bu çalışmadaki kestirimleri kullanabilmek için, tercih edilen enjeksiyon tekniği, kaya koşulları ve enjeksiyon malzemesi incelenmelidir. Su geçirgenliğini ölçmek için kullanılan Lugeon değerinin değişimini enjeksiyon öncesinde ve sonrasında saptamanın gerekli olduğu görülmektedir. Sağlanan eşitlikler ile benzer uygulamalar gerçekleştirileceğinde enjeksiyon tüketimini yaklaşık olarak kestirebilmek mümkün olacaktır.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, bu bilimsel çalışmanın gerçekleştirilebilmesi için destek veren Polyak Eynez Madencilik A.Ş.'ye ve yöneticilerine teşekkür eder. Çalışmada, uygulama ve saha verilerinin incelikte toplanmasında ve oluşturulmasında Kuyu Baş Mühendisi Yük. Maden Müh. Eren Soyer, Jeoloji Baş Mühendisi Feridun Emre Yağımlı, Jeoloji Mühendisi Ali Türkoğlu değerli katkılar sağlamışlardır.

KAYNAKLAR

Aksoy, C.O., 2008. Chemical injection application at tunnel service shaft to prevent ground settlement induced by groundwater drainage: A case study. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 45(3), pp.376-383.

- Bieniawski, Z.T., 1989. Engineering Rock Mass Classifications: A Complete Manual for Engineers and Geologists in Mining, Civil, and Petroleum Engineering. John Wiley & Sons (Aug 24).
- Brinkmann, R., Feist, R., 1970. Soma dağlarının jeolojisi. Bull. Miner. Res. Explor. 74 (74) (in Turkish).
- Deere, D.U., Hendron, A.J., Patton, F.D., Cording, E.J., 1966. Design of surface and nearsurface construction in rock. In: The 8th US Symposium on Rock Mechanics (USRMS). American Rock Mechanics Association (Jan 1).
- Fell, R., MacGregor, P., Stapledon, D., Bell, G., 2005. Geotechnical Engineering of Dams. CRC Press (Jan 10).
- Foyo, A., Sánchez, M.A., Tomillo, C., 2005. A proposal for a secondary permeability index obtained from water pressure tests in dam foundations. Eng. Geol. 77 (1), 69–82 (Feb 28).
- Karagüzel, R., Kilic, R., 2000. The effect of the alteration degree of ophiolitic melange on permeability and grouting. Eng. Geol. 57 (1), 1–2 (Jun 30).
- Nebert, K., 1978. Lignite-bearing Soma Neogene area, western Turkey. Bull. Direct. Min. Res. Explor. 90, 20–70.
- Öge, İ.F., 2017. Prediction of cementitious grout take for a mine shaft permeation by adaptive neuro-fuzzy inference system and multiple regression. Engineering Geology, 228, pp.238-248.
- Özsan, A. and Karpuz, C., 2001. Preliminary support design for Ankara subway extension tunnel. Engineering geology, 59(1), pp.161-172.
- Polozov, J.A., Popov, I.V., 1985. Grouting of porous aquifers during shaft sinking. Int. J. Mine Water. 4 (1), 25–31 (Mar 1).
- Quiñones-Rozo, C., 2010. Lugeon test interpretation, revisited. In Collaborative Management of Integrated Watersheds, 30rd Annual USSD (United States Society on Dams) Conference. US Society on Dams, Denver (pp. 405-414).
- Tüysüz, O., Genç, Ş.C., 2013. Polyak Eynez (Elmadere) Linyit Sahası Jeolojisi. In: Internal Report for Geological Investigation, (yayımlanmamış).
- Zimmerman, R.W., Bodvarsson, G.S., 1996. Hydraulic conductivity of rock fractures. Transp. Porous Media 23 (1), 1–30 (Apr 1).

Predicting the physico-mechanical properties of marbles from electrical resistivity

S. Kahraman

Hacettepe University, Mining Engineering Department, Ankara, Turkey

E. Öğretici

Niğde Ömer Halisdemir University Graduate School of Natural and Applied Sciences, Niğde, Turkey

T. Yeken

Kocaeli University Geophysical Engineering Department, Kocaeli, Turkey

ABSTRACT: This study investigates the predictability of the physico-mechanical properties of marbles from the electrical resistivity. The electrical resistivity values of 9 different marbles were measured on core samples fully saturated with brine (NaCl solution) using a resistivity meter in the laboratory. The uniaxial compressive strength, Brazilian tensile strength, density and porosity values of the samples were determined in the laboratory. Resistivity values were correlated with the corresponding physico-mechanical properties using regression analysis methods. The uniaxial compressive strength, Brazilian tensile strength, and density values were strongly correlated to the electrical resistivity. But, a good correlation could not be found between the electrical resistivity and the porosity. It can be concluded that the strength and density of marbles can be estimated from the electrical resistivity. However, the validity of the derived models should be further checked for the other marble types.

1 INTRODUCTION

Measurements of physico-mechanical properties of rocks generally require well-prepared rock samples and testing are time consuming and expensive. For this reason, several researchers have suggested indirect test methods to estimate the rock properties. If strong correlations can be established between the electrical resistivity and the rock properties, the electrical resistivity measurement may be an indirect method for measuring the rock properties.

The electrical measurement method is one of the non-destructive geophysical methods which can be applied both in the laboratory and in the field. Researchers and the engineers working in various fields such as mining, geotechnical, and civil, underground engineering have commonly used the electrical measurement technique. Many researchers (Archie 1942; Brace et al. 1965; Collett & Katsube 1973; Shankland & Waff 1997; Vinegar & Waxman 1984; Schmeling 1986; Jodicke 1990; Chelidze et al. 1999; Shogenova et al. 2001; Ara et al. 2004; Kaselow & Shapiro 2004) have investigated the electrical conductivity or resistivity of rocks in the laboratory for many years. However, there is very limited study on the relation between electrical resistivity and rock properties except porosity. Kate & Sthapak (1995) studied the engineering behaviour of certain Himalayan rocks and developed some

empirical relations between the rock strength and index test values. They found a logarithmic relation between resistivity and uniaxial compressive rock strength. The compressive strength increases with increasing resistivity. Bilim et al. (2002) carried out electrical measurements on artificial rocks and found that compressive strength, tensile strength, point load strength and density strongly correlated with voltage drop. Voltage drop decreases with increasing rock strength and density. Kahraman & Alber (2006) correlated the electrical resistivity values measured by electrical impedance spectroscopy with the corresponding physico-mechanical rock properties for the eight different samples cored from a fault breccia. They found significant correlations between resistivity and physico-mechanical rock properties. Kahraman et al. (2006), and Kahraman & Yeken (2010) correlated the electrical resistivity values of igneous rocks with the corresponding the uniaxial compressive strength (UCS), Brazilian tensile strength (BTS), density and porosity values. They found generally strong correlations between the electrical resistivity and the rock properties. Vipulanandan & Garas (2008) investigated the electrical resistivity and mechanical properties of carbon fiber-reinforced cement mortar. They developed some empirical relations to relate the specific electrical resistivity to unit weight, Young's modulus, and pulse velocity. Recently, Su &

Momayez (2017) correlated the electrical resistivity to the physico-mechanical and abrasion properties of some rocks. They showed that the electrical resistivity could be estimated from the physico-mechanical properties.

Although there are some studies on the relation between the electrical resistivity and rock properties for some rocks, there is no study for marbles. In this study, the relations between the physico-mechanical properties and the electrical resistivity values were investigated for marbles.

2 SAMPLING

Nine different marble types were tested in this study. Rock blocks were collected from the marble processing plants and natural outcrops in Nigde area of Turkey. Each block sample was inspected for macroscopic defects so that it would provide test specimens free from fractures, partings or alteration zones. The locations of the samples are given in Table 1.

Table 1. The locations of the marble samples.

Rock code	Sample location	Trade name
1	Kütahya/Altıntaş	Kütahya yeşili
2	Muğla/Yatağan	Muğla beyazı
3	Afyon/İscehisar	Afyon şekeri
4	Niğde/Gümüşler	Gümüşler mermeri
5	Marmara Island	Marmara mermeri
6	Afyon/İscehisar	Kaplan postu
7	Muğla/Milas	Milas beyazı
8	Bursa/M.Kemalpaşa	Kemalpaşa beyaz
9	Niğde/Üçkapılı	Üçkapılı mermeri

3 EXPERIMENTAL STUDIES

3.1 Physico-mechanical tests

NX-size core specimens were prepared from the block samples, and the physico-mechanical tests were carried out for each rock type according to ISRM (2007) suggested methods. The uniaxial compressive strength (UCS), the Brazilian tensile strength (BTS), density, and porosity values of each rock type are given in Table 2.

3.2. Electrical resistivity measurements

For most rocks where current is carried by ions in the pore fluid the resistivity depends on porosity, pore fluid resistivity (salinity), pore fluid saturation,

clay content, temperature and pressure. In all tests conducted in this study, pore fluid salinity, pore fluid saturation, temperature and pressure were kept the same.

Resistivity measurements were performed on cylindrical samples of 54.4 mm diameter and of approximately 50 mm length. Axial end surfaces of the samples were ground flat and parallel. The samples were fully saturated with brine (NaCl solution) consisting of distilled water and a 2 % by weight high-purity salt. Saturation was controlled by measurement of weight increase. The samples were assumed fully saturated when no additional increase in weight was observed. The brine resistivity was 0.58 $\Omega \cdot m$ at room temperature.

A resistivity meter was used for the resistivity measurements. The samples were fixed between electrodes using a hydraulic ram (Fig. 1). Circular stainless steel electrodes were used in the tests in which two-electrode technique was employed. To ensure a good contact between the electrodes and samples, a pad of filter paper soaked with brine solution was placed between the core and the steel electrodes.

At least three samples were tested for each rock types and three different voltage levels were applied for each sample. Using the readings of current and voltage drop and the geometry of the samples, resistivity values were calculated from the following equation:

$$\rho = \frac{RA}{L} \quad (1)$$

where ρ is the electrical resistivity, R is the resistance, A is the cross sectional area of specimen, and L is the length of specimen.

Average resistivity values for each rock type are shown in Table 2.



Figure 1. Resistivity measurement system.

Table 2. The test results.

Rock code	UCS (MPa)	BTS (MPa)	Density (g/cm ³)	Porosity (%)	Resistivity (Ω·m)
1	73.4	10.2	2.67	0.1	745.2
2	35.2	5.7	2.61	0.3	271.5
3	68.5	8.7	2.62	0.1	415.2
4	69.8	9.9	2.68	0.8	552.4
5	55.3	6.1	2.60	0.2	180.5
6	29.0	5.8	2.59	0.2	196.4
7	29.6	4.9	2.58	0.7	228.4
8	24.1	6.9	2.64	0.5	195.0
9	90.5	9.9	2.69	0.4	859.1

4 EVALUATION OF THE RESULTS

The test results in Table 2 were analysed using the method of least squares regression. Resistivity values were correlated with the corresponding rock properties. Linear, logarithmic, exponential and power curve fitting approximations were tried and the best approximation equation with highest correlation co-efficient was determined for each regression.

A strong logarithmic correlation was found between the UCS and the resistivity (Figure 2). The equation of the curve is

$$UCS = 34.73 \ln \rho + 149.76 \quad r = 0.88 \quad (2)$$

where UCS = Uniaxial compressive strength (MPa); and ρ = Electrical resistivity (Ω·m).

A strong logarithmic correlation was also found between the BTS and the resistivity (Figure 3). The equation of the curve is

$$BTS = 3.15 \ln \rho + 10.83 \quad r = 0.91 \quad (3)$$

where BTS = Brazilian tensile strength (MPa); and ρ = Electrical resistivity resistivity (Ω·m).

The density was strongly correlated to the resistivity as shown in Figure 4. The equation of the logarithmic relation is

$$\gamma = 0.057 \ln \rho + 2.299 \quad r = 0.85 \quad (4)$$

where γ = density (g/cm³) and ρ = resistivity (Ω·m).

A good correlation was not found between the resistivity and porosity (Figure 5). The reason behind the lack of correlation between the resistivity and porosity is probably due to the fact that the porosity values of the tested rocks are less than % 1 and very close to each other.

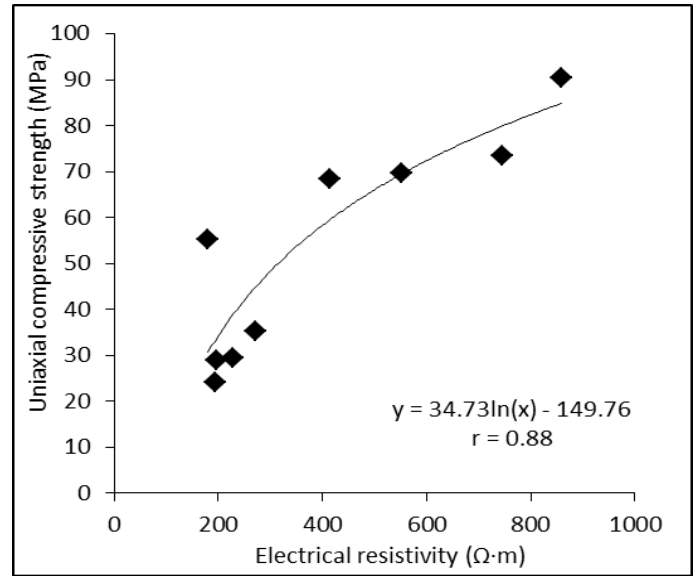


Figure 2. The correlation between the UCS and resistivity.

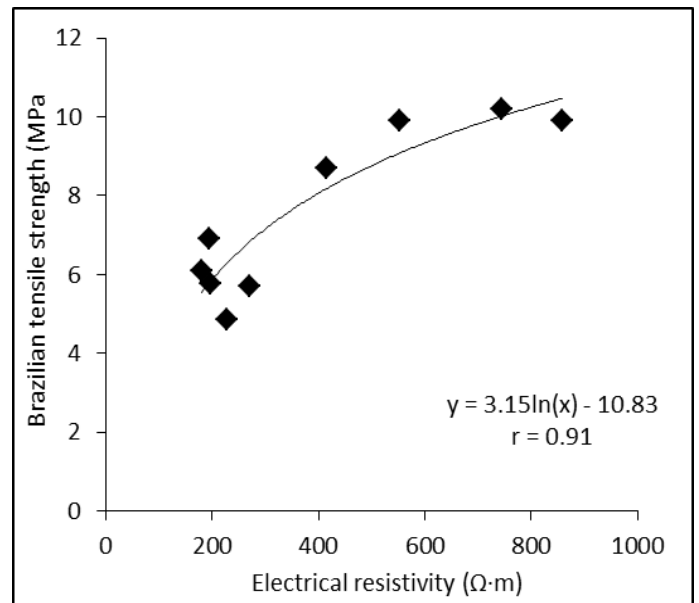


Figure 3. The correlation between the BTS and resistivity.

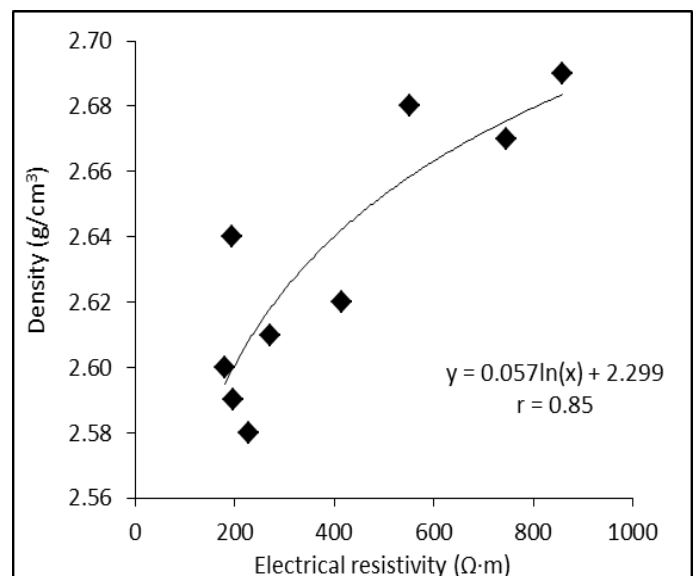


Figure 4. The correlation between the density and resistivity.

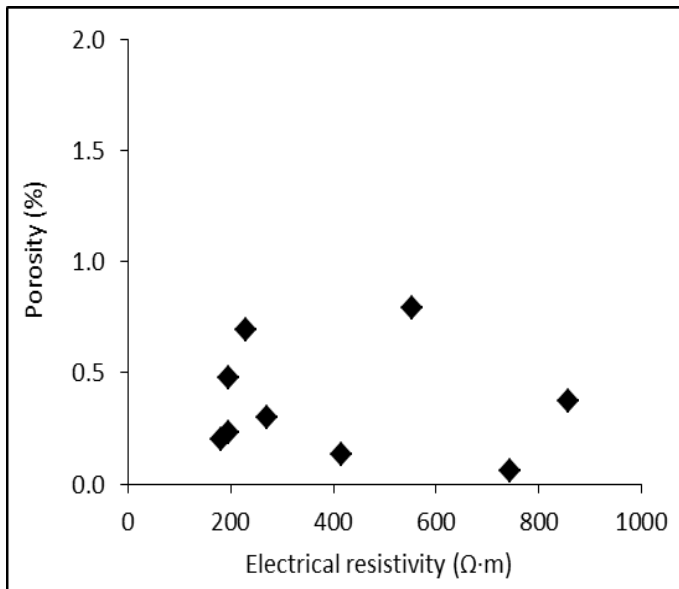


Figure 5. The correlation between the porosity and resistivity.

5 CONCLUSIONS

The predictability of the physico-mechanical properties of marbles was investigated from the electrical resistivity. The evaluation of the results reveals that

- There is a strong logarithmic correlation between the UCS and the electrical resistivity.
- There is also a strong logarithmic relation the BTS the electrical resistivity.
- A strong correlation was found between the density and the resistivity. However, the resistivity was not correlated to the porosity.

It is concluded that the UCS and BTS of marbles can be estimated from the electrical resistivity. The validity of the derived equations should be further checked for other marble types. It is also concluded that the correlation between the resistivity was porosity should be further investigated by including the marble types having different porosity values.

REFERENCES

- Ara, T., Bjorndalen, N., Talabani, S. & Islam, M.R., 2004. Predicting oil reserve in carbonate reservoirs. *EEC Innovation*, 2, 20-43.
- Archie, G.E., 1942. The electrical resistivity log as an aid in determining some reservoir characteristics. *Trans. Amer. Inst. Min. Metall. Petrol. Eng.*, 146, 54-62.
- Bilim, N., Ozkan, I. & Gokay, M. K., 2002. Determination of discontinuities at rock materials by electrical resistance method. In: C. Sensogut & I. Ozkan (eds.). *Proc 7th Regional Rock Mech. Symp.*, Ankara: Kozan Ofset., 121-27. [In Turkish]
- Brace, W.F., Orange, A.S. & Madden, T.R., 1965. The effect of pressure on the electrical resistivity of water-saturated crystalline rocks. *J. Geophys. Res.*, 70, 5669-5678.
- Chelidze, T.L., Gueguen, Y. & Ruffet, C., 1999. Electrical spectroscopy of porous rocks: a review-II. Experimental results and interpretation. *Geophys. J. Int.*, 137, 16-34.
- Collett, L.S. & Katsube, T.J., 1973. Electrical parameters of rocks in developing geophysical techniques. *Geophysics*, 38, 76-9.
- ISRM, 2007. *The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974-2006. Suggested Methods Prepared by the Commission on Testing Methods. International Society for Rock Mechanics*, R. Ulusay and J.A. Hudson (eds.), Compilation Arranged by the ISRM Turkish National Group, Ankara, Turkey, Kozan Ofset
- Jodicke, H., 1990. Zonen hoher elektrischer Krustenleitfähigkeit im Rhenoharzynikum und seinem nördlichen Vorland, Ph.D Thesis, Münster University.
- Kahraman, S. & Alber, M., 2006. Predicting the physico-mechanical properties of rocks from electrical impedance spectroscopy measurements. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 43, 543-553.
- Kahraman, S., Ogretici, E., Yeken, T., Fener, M., 2006. Predicting the physico-mechanical properties of igneous rocks from electrical resistivity measurements. *EUROCK'06, European Regional ISRM Symposium*, 9-12 May 2006, Liege, Belgium, 557-560.
- Kahraman, S. & Yeken, T., 2010. Electrical resistivity measurement to predict uniaxial compressive and tensile strength of igneous rocks. *Bull. Mater. Sci.*, 33(6), 731-735.
- Kaslov, A. & Shapiro, S.A., 2004. Stress sensitivity of elastic moduli and electrical resistivity in porous rocks. *J. Geophys. Eng.*, 1, 1-11.
- Kate, J.M. & Sthapak, A.K., 1995. Engineering behaviour of certain Himalayan rocks. In: J.J.K. Daemen & R.A. Schultz (eds.) *Proc 35th US Symp. Rock Mech.*, Rotterdam: Balkema, 783-788.
- Schmeling, H., 1986. Numerical models on the influence of partial melt on elastic inelastic and electrical properties of rocks. Part II, Electrical conductivity. *Phys. Earth Planet Inter.*, 43, 123-135.
- Shankland, T.J. & Waff, H.S., 1997. Partial melting and electrical conductivity anomalies in the upper mantle. *J. Geophys. Res.*, 82, 5409-5417.
- Shogenova, A., Joeleht, A., Kirsimae, K., Sliupa, S., Rastenienė, V., & Babele, A., 2001. Electric properties of siliciclastic rocks in the Baltic Cambrian basin. In: K. Backe & T. Loermans (eds.). *Proc 6th Nordric Symp. Petrophysics*, Trondheim: Norwegian University of Science and Technology, 1-14.
- Su, O. & Momayez, M., 2017. Indirect estimation of electrical resistivity by abrasion and physico-mechanical properties of rocks. *Journal of Applied Geophysics*, 143, 23-30.
- Vinegar, H.J., Waxman, M.H., 1984. Induced polarization of shaly sands. *Geophysics*, 49, 1267-1287.

The predictability of the compressive and tensile strength of Konya pyroclastic rocks from the block punch index

S. Kahraman, T.K. Gün, B. Güneş

Hacettepe University, Mining Engineering Department, Ankara, Turkey

İsmail İnce

Selçuk University Geological Engineering Department, Konya, Turkey

ABSTRACT: Since the preparation of the desired smooth specimens from pyroclastic rocks is difficult for some standard tests, the development of some equations is important for predicting the uniaxial compressive strength (UCS) and Brazilian tensile strength (BTS) of these rocks. In this study, the predictability of the UCS and BTS of Konya pyroclastic rocks from the block punch index (BPI) was investigated. The block samples of pyroclastic rocks were collected from the six different locations of Konya region and the core specimens were prepared. After carrying out the strength and BPI tests on the specimens, the results were evaluated using regression analysis. A strong linear correlation was found between the UCS and the BPI. The correlation between the BTS and BPI is good. Concluding remark is that the strength of Konya pyroclastic rocks can be predicted from the BPI.

1 INTRODUCTION

The uniaxial compressive strength (UCS) of rock is commonly used in civil and mining engineering projects performed in rock environment. However, the test for determining UCS is time consuming and expensive. On the other hand, it requires well-prepared and high quality core samples. For this reason, some indirect tests such as point load test, block punch index test, Schmidt hammer test, and ultrasonic velocity test have been frequently used to predict the UCS for preliminary studies (Broch & Franklin, 1972; Gunsallus & Kulhawy, 1984; Gaviglio, 1989; Sachapazis, 1990; Katz et al., 2000; Kahraman, 2001; Ulusay et al., 2001; Yasar & Erdogan, 2004; Fener et al., 2005; Basu & Kamran, 2010; Kohno & Maeda, 2012; etc.). However, some indirect tests may be unsuitable for soft or weak rocks. For example, the core length may be too short to allow the preparation of specimens long enough even for point load testing, if rock cores are divided into small discs due to the presence of thin bedding or schistosity planes. Block punch index (BPI) test is suggested by Ulusay & Gokceoglu (1998) to solve the above problems. Ulusay et al. (2001) suggested a linear correlation with a conversion factor of 5.1 for the prediction of UCS from BPI. Some researchers (Mishra and Basu, 2012, Yesiloglu-Gultekin et al., 2013) found different correlations. This study investigates the correlations between the BPI and the both the UCS and the Brazilian tensile strength (BTS) for Konya pyroclastic rocks.

2 PREVIOUS STUDIES

There are several studies in the relation between the UCS and BPI of rocks in the literature. The relations between the BTS and the BPI are limited. Available studies are briefly explained and suggested regression equations are given following:

van der Schrier (1988) tested a total of 1150 specimens pertaining to nine rock types (breccia, calcarenite, calcilutite, dunite, gneiss, limestone, marble, mudstone, and sandstone) and found a high correlation between UCS and BPI. The equation of the correlation as follows:

$$UCS = 6.1BPI - 3.3 \quad (1)$$

where UCS is uniaxial compressive strength (MPa) and BPI is block punch index (MPa).

Ulusay & Gokceoglu (1997) performed BPI and UCS tests on twenty-three different rock types including igneous, volcanic, sedimentary, and metamorphic rocks. They analyzed the data by using both linear and non-linear regression method and derived following relations between UCS and BPI:

$$UCS = 5.51BPI_c \quad (2)$$

$$UCS = 5.29BPI_c^{1.01} \quad (3)$$

$$UCS = 9.82e^{-0.108BPI_c} \quad (4)$$

$$UCS = 40.48 \ln BPI_c - 13.4 \quad (5)$$

Gokceoglu & Aksoy (2000) presented new approaches for the characterization of clay-bearing, densely jointed and weak rocks such as marl, mudstone, sandstone, and schist. They also correlated UCS with BPI and found following relation:

$$\text{UCS} = 5.25\text{BPI}_c \quad (6)$$

Sulukcu & Ulusay (2001) carried out BPI and UCS tests on twenty-three different rock types. After combining their data with the data from previous studies (Ulusay & Gokceoglu, 1997; Ulusay & Gokceoglu, 1998), they evaluated the data of forty-one different rock types and suggested following equations:

$$\text{UCS} = 5.1\text{BPI}_c \quad (7)$$

$$\text{BTS} = 0.68\text{BPI}_c \quad (8)$$

Mishra & Basu (2012) investigated the applicability of BPI test for estimating the UCS and the BTS of granite, schist and sandstone samples from India. They derived following equations:

$$\text{For granites, } \text{UCS} = 4.02\text{BPI}_c + 36.16 \quad (9)$$

$$\text{For schists, } \text{UCS} = 1.35\text{BPI}_c + 10.89 \quad (10)$$

$$\text{For sandstones, } \text{UCS} = 4.99\text{BPI}_c + 10.69 \quad (11)$$

$$\text{For all tested rocks, } \text{UCS} = 4.93\text{BPI}_c \quad (12)$$

$$\text{For granites, } \text{BTS} = 0.28\text{BPI}_c + 7.59 \quad (13)$$

$$\text{For schists, } \text{BTS} = 0.50\text{BPI}_c + 5.61 \quad (14)$$

$$\text{For sandstones, } \text{BTS} = 0.49\text{BPI}_c + 2.12 \quad (15)$$

$$\text{For all tested rocks, } \text{BTS} = 0.35\text{BPI}_c + 3.69 \quad (16)$$

Yesiloglu-Gultekin et al. (2013) aimed to develop some estimation models by using for the UCS of six different granitic rocks from Turkey. They used tensile strength, BPI, point load index, and P-wave velocity in their analysis and found following logarithmic relation between UCS and BPI:

$$\text{UCS} = 47.106\ln \text{BPI}_c - 17.589 \quad (17)$$

3 SAMPLING

Block samples of pyroclastic rocks were collected from the six different locations (Ardıçlı, Kızılören, Gökyurt, Küçükmuhsine and Sadıklar) of Konya region and transported to the laboratory. During sampling, each block sample was inspected for macro-

scopic defects so that it would provide test specimens free from fractures, partings or alteration zones.

3 EXPERIMENTAL STUDIES

Eighty-one core specimens were prepared from the block samples for the UCS, BTS and BPI tests (Fig. 1). All tests were carried out on the air-dried samples.



Figure 1. Some of the samples used in the tests.

The UCS and BTS tests were carried out NX-size core samples according to ISRM standards. The summaries of test results are given in Table 1.

BPI tests were conducted on the discs having a diameter of 54 mm and a thickness of about 10 mm. The results were corrected to a specimen diameter of 50 mm. The tests were repeated at least five times for each rock type and the average value was recorded as BPI (Table 1).

4 EVALUATION OF THE RESULTS

The test results in Table 2 were analyzed using the method of least squares regression. The BPI values were correlated with the corresponding the UCS and BTS values. Linear, logarithmic, exponential and power curve fitting approximations were executed and the best approximation equation with highest correlation coefficient was determined for each regression.

A strong linear correlation was found between the UCS and the BPI (Figure 2). The equation of the line and the correlation coefficient are

$$\text{UCS} = 5.6\text{BPI} \quad r = 0.81 \quad (18)$$

Table 2. Sampling locations and the summary of test results.

Sample Location	Uniaxial compressive strength (MPa)		Brazilian tensile strength (MPa)		Block punch index (MPa).	
	Minimum	Maximum	Minimum	Maximum	Minimum	Maximum
Ardıçlı-1	7.00	16.25	0.43	0.98	1.20	2.44
Ardıçlı-2	9.26	36.68	0.88	2.06	2.50	3.02
Kızılören	11.21	15.28	0.92	1.66	1.92	2.64
Gökyurt	41.40	52.12	1.83	2.90	8.28	9.67
Küçükmuhsine	29.03	45.61	1.94	2.03	2.38	6.77
Sadıklar	6.25	8.47	0.56	0.81	2.52	3.49

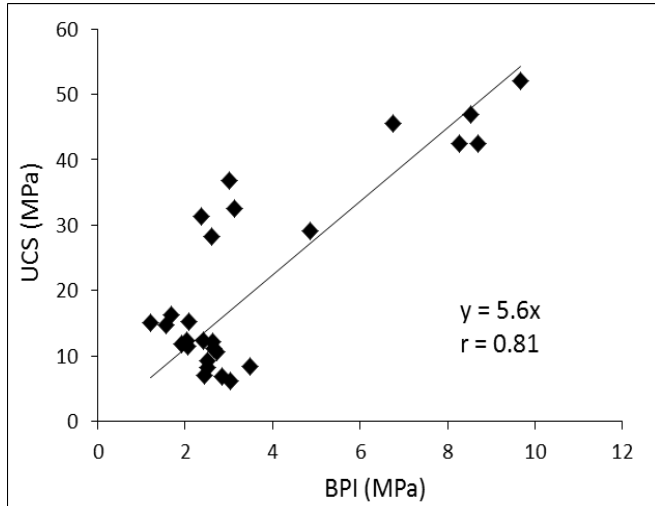


Figure 2. The correlation between the UCS and the BPI.

Some data points are scattered in Fig. 2. However, the correlation coefficient is strong and the equation of the line is very close to the general equation (Eq. 7).

A linear correlation was also found between the BTS and the BPI (Figure 3). The correlation coefficient of the relation is moderate. The equation of the line and the correlation coefficient are

$$UCS = 0.15BPI + 0.75 \quad r = 0.74 \quad (19)$$

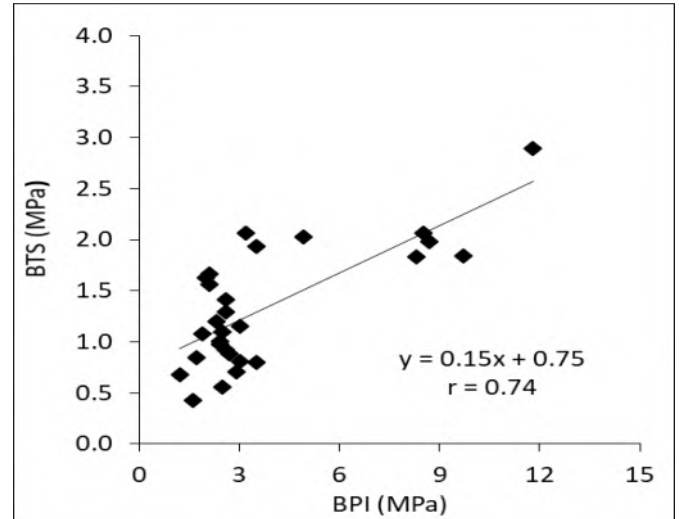


Figure 3. The correlation between the BTS and the BPI.

Eq. (19) is quite different from Eq. (8). This may be due to the fact that there are only 5 data points above the BPI value of 6 MPa in Fig. 3. Increasing data points above the mentioned BPI value may change the equation. On the other hand, Mishra and Basu (2012) also derived some BTS-BPI equations which were quite different from Eq. (8).

5 CONCLUSIONS

The predictability of the UCS and the BTS of Konya pyroclastic rocks was investigated from the block punch index. The results of the study indicate that

- There is a strong linear correlation between the UCS and the BPI. The equation of the correlation was very similar to the general equation.
- A moderate linear correlation is found between the BTS the BPI.

It is concluded that the UCS and the BTS of Konya pyroclastic rocks can be estimated from the BPI. The validity of the derived equations should be

further checked for other pyroclastic rocks. It is also concluded that the correlation between the BTS and the BPI should be further investigated by including high strength pyroclastic rocks in the correlation.

REFERENCES

- Basu, A. & Kamran, M., 2010. Point load test on schistose rocks and its applicability in predicting uniaxial compressive strength. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 47, 823–828.
- Broch, E. & Franklin, J.A., 1972. Point-load strength test. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 9 (6), 669–697.
- 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.
- Gaviglio, P., 1989. Longitudinal wave propagation in a limestone: The relationship between velocity and density. *Rock Mech. Rock Eng.*, 22, 299–306.
- Gokceoglu, C. & Aksoy, H., 2000. New approaches to the characterization of clay-bearing densely jointed and weak rock masses. *Eng. Geol.*, 58, 1–23.
- Gunsallus, K.L. & Kulhawy, F.H., 1984. A comparative evaluation of rock strength measures. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 21, 233–248.
- Kahraman, S., 2001. Evaluation of simple methods for assessing the uniaxial compressive strength of rock. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 38, 981–994.
- Katz, O., Reches, Z. & Roegiers, J.C., 2000. Evaluation of mechanical rock properties using a Schmidt hammer. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 37, 723–728.
- Kohno, M. & Maeda, H., 2011. Estimate of uniaxial compressive strength of hydrothermally altered rocks from northeastern Hokkaido, Japan, based on axial point load strength test results. *Int. J. JCRM*, 7, 17–23.
- Mishra, D.A. & Basu, A., 2012. Use of the block punch test to predict the compressive and tensile strengths of rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 51, 119–27.
- Sachapazis, C.I., 1990. Correlating Schmidt hardness with compressive strength and Young's modulus of carbonate rocks. *Bull. Int. Assoc. Eng. Geol.*, 42, 75–83.
- Sulukcu, S. & Ulusay, R., 2001. Evaluation of the block punch index test with particular reference to the size effect, failure mechanism and its effectiveness in predicting rock strength. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 38, 1091–111.
- Ulusay, R., Gokceoglu, C. & Sulukcu, S., 2001. Draft ISRM suggested method for determining block punch strength index (BPI). *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 38, 1113–1119.
- Ulusay, R. & Gokceoglu, C., 1997. The modified block punch index test. *Can. Geotech. J.*, 34, 991–1001.
- Ulusay, R. & Gokceoglu, C., 1998. An experimental study on the size effect in block punch index test. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 35(4–5): 628–629 (In: NARMS'98 ISRM International Symposium. Cancun, Mexico, Paper No. 008).
- van der Schrier, J.S., 1988. The block punch index test. *Bull. Int. Assoc. Eng. Geol.*, 38, 121–126.
- Yasar, E. & Erdogan, Y., 2004. Correlating sound velocity with density, compressive strength and Young's modulus of carbonate rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 41, 871–875.
- Yesiloglu-Gultekin, N., Gokceoglu, C. & Sezer, E.A., 2013. Prediction of uniaxial compressive strength of granitic rocks by various nonlinear tools and comparison of their performances. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 62, 113–122.

Pamukkale güncel travertenlerinin farklı çökelim ortamlarındaki jeomekanik özelliklerinin İğne Penetrometre ölçümleri ile incelenmesi

Geomechanical investigation of Pamukkale current travertine deposition in different sedimentation environment by using needle penetrometer measurements.

H. Kumsar, M. Özkul, A. Gökgöz

Pamukkale Üniversitesi Jeoloji Mühendisliği, Bölümü, Kınıklı, Denizli, Turkey

ÖZET: UNESCO Dünya Mirası listesinde yeralan Pamukkale aktif bir fay zonu içinde yeralır. Kırık ve çatlak sistemleri boyunca çıkan karbonatça zengin thermal suyun yüzeydeki akışı sırasında, bünyesindeki CO₂ gazın atmosfere kaçması ve beyaz renkli CaCO₃ çökelinin yüzeyde birikmesi sonucunda traverten çökeli mi meydana gelmektedir. Pamukkale'deki güncel traverten oluşumları genellikle kanal, havuz, yamaçlarda eğimli yüzey ve şelale tür birikim ortamlarında termal suyun dolaşımı sonucu çökelmektedir.

Bu çalışmada, Pamukkale güncel travertenlerinin jeomekanik özellikleri, traverten oluşumuna zarar vermeden yerinde yapılan ve ISRM tarafından tavsiye edilen test yöntemi olan iğne penetrometresi dolaylı ölçüm aleti kullanılarak belirlenmiştir. Güncel traverten çökelimlerinin kuru yüzeylerdeki dayanımları ıslak yüzeylere göre daha fazladır. Düşey yüzeylerdeki travertenlerin dayanımları eğimli ve yatay yüzeylere göre daha yüksektir. Düşey yüzeylerdeki kuru traverten çökelimleri en yüksek dayanıma sahip olup, tek eksenli basınç dayanımları 5.25 MPa ile 11.73 MPa arasında değişmektedir.

Anahtar kelimeler: Pamukkale, güncel traverten oluşumu, iğne penetrometresi, jeomekanik özellikler

ABSTRACT: Pamukkale, which has been recognized as World Heritage by USECO, is located in an active fault zone. Travertine deposition forms during the flow of thermal water, discharging through cracks and joints, on ground surface. During thermal water flow CO₂ gas escapes into air, white CaCO₃ sediment deposits on ground surface and accumulates. Current travertine deposition in Pamukkale forms usually in channel, pool, slope and water fall depositional environments.

In this study, geomechanical properties of Pamukkale travertines were determined in-situ by using a needle penetrometer testing device, which has been defined as a suggested indirect testing method by ISRM, without giving harm to travertine deposits. Dry travertine surfaces have higher strength than wet surfaces. Vertical travertine surfaces have higher strength than slope and horizontal surfaces. Dry vertical travertine surfaces have the highest strength values and their uniaxial strengths change between 5.25 MPa and 11.73.

Keywords : Pamukkale, current travertine deposition, needle penetrometer, geomechanical properties

GİRİŞ

KB-GD uzanımlı Gediz grabeni ile D-B uzanımlı Büyük Menderes grabeninin doğu ucunda kesişmesi sonucu oluşan Denizli havzası, KB-GD doğrultulu Pamukkale fayı ile kuzeyden, aynı doğrultulu Babadağ fayı ile güneyden ve D-B doğrultulu Honaz fayı ile doğudan sınırlanmıştır. Pamukkale ve Honaz fay zonlarında farklı noktalardan boşalan değişik sıcaklıklardaki jeotermal kaynaklar Pamukkale ve Honaz fay zonu içerisinde kalın traverten çökelimlerine neden

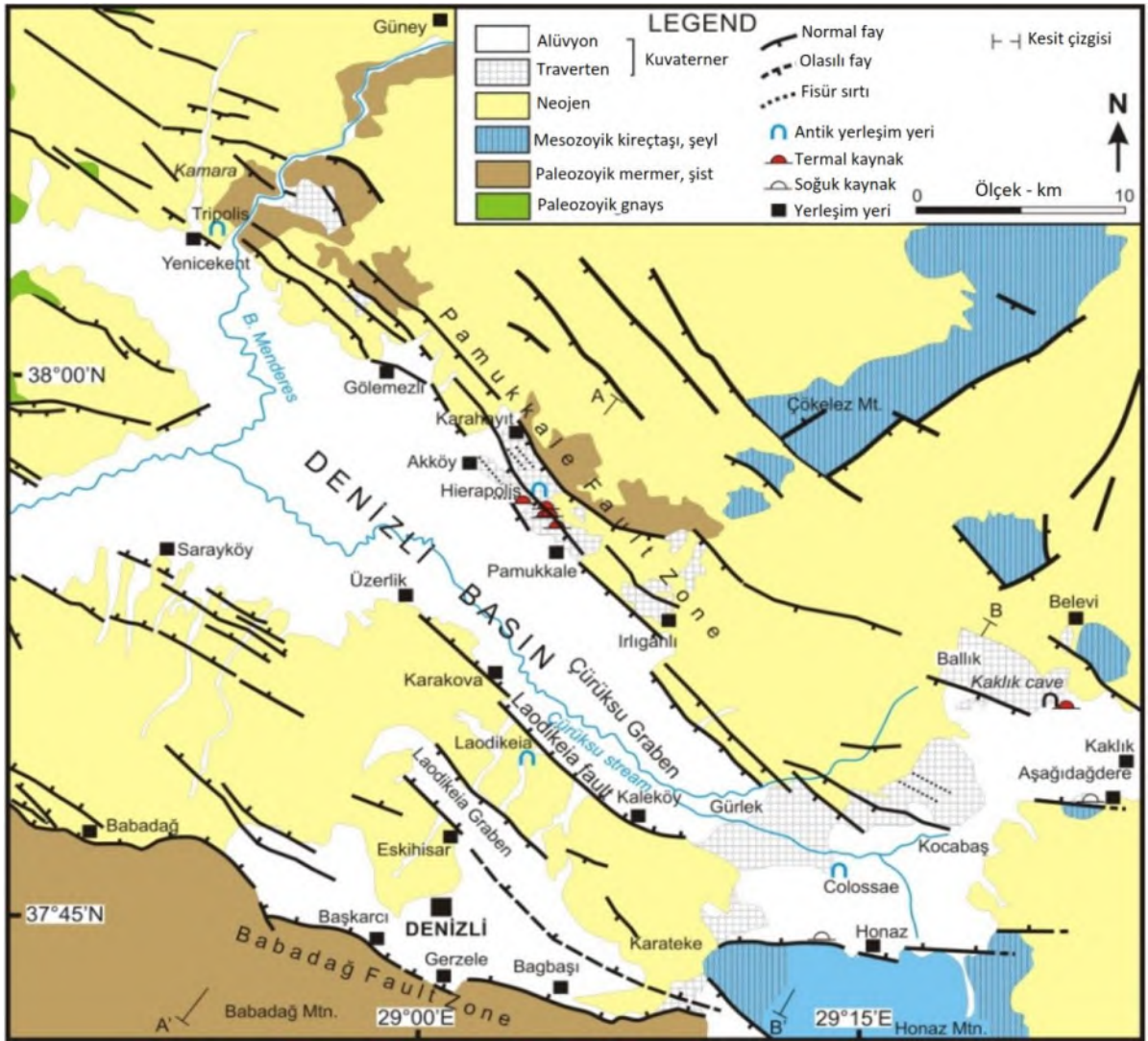
olmuştur (Altunel ve Hancock, 1993; Özkul et al., 2002; Bozkuş et al, 2001). Denizli havzası içindeki traverten birimleri tarihi dönemlerde ve günümüzde doğal yapı taşı olarak işletilmektedir. Doğal termal su kaynak çıkışlarının devam ettiği Karahayıt, Pamukkale ve Kaklık Mağarası alanlarında ise traverten çökeli mi günümüzde de devam etmektedir (Kumsar vd., 2017). Bu alanlardan Pamukkale sahası 1988 yılında UNESCO Dünya Kültür Mirası listesine alınmış ve koruma altındadır. Bu çalışmada, Pamukkale'deki güncel traverten oluşumlarının jeomekanik

özellikleri iğne penetrometre deney aleti kullanılarak yerinde yapılan ölçümlerle incelenmiştir.

JEOLJİK YAPI VE TEKTONİK

Denizli ve yakın çevresinde temel kayaları Paleozoyik yaşlı gnays, mermer ve şistlerden oluşan Menderes Metamorfik kayaları oluşturur. Bu birimler havzanın güney batısında ve kuzey batısında yüzeyleşmişlerdir. Mesozoyik yaşlı kireçtaşları bölgenin güney doğusunda ve kuzey

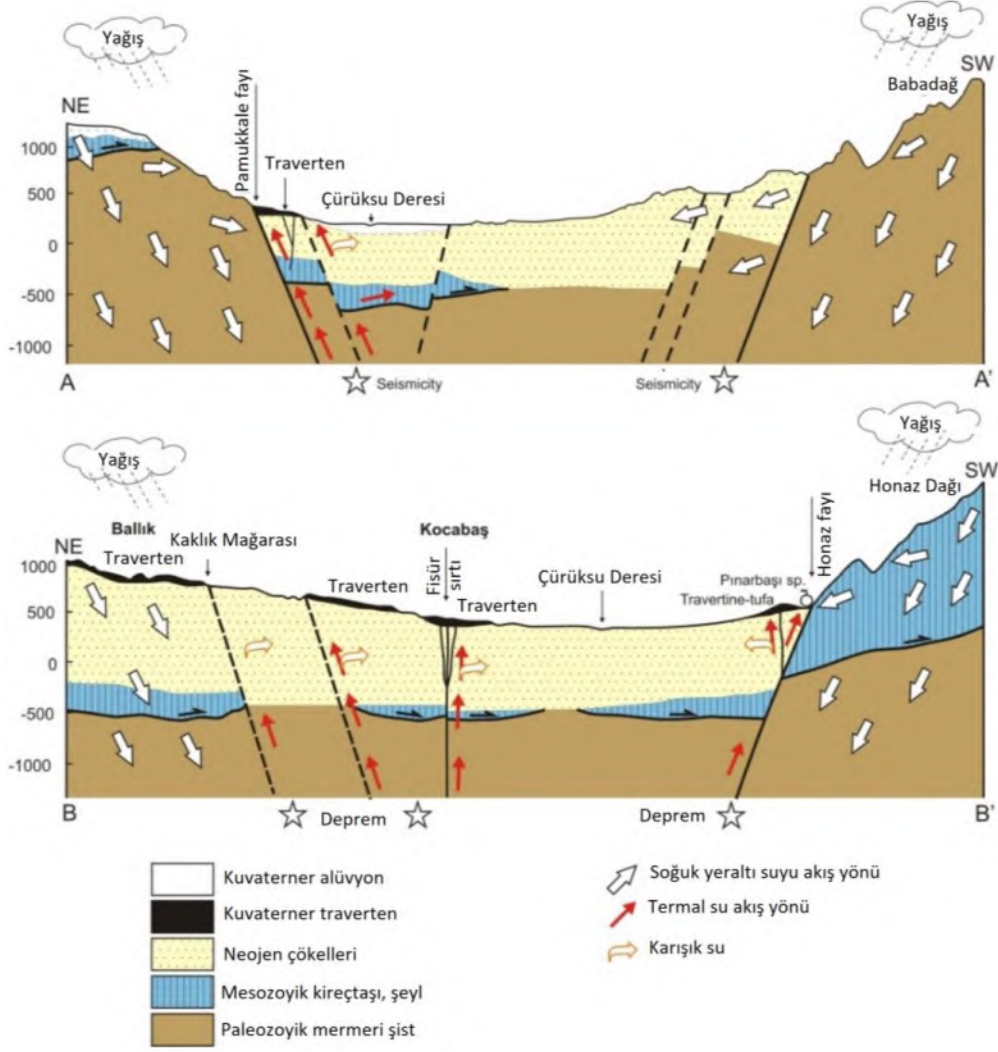
doğusunda yayılım gösterirler. Neojen yaşlı kıltaşı, marn, killi kireçtaşı, kumtaşı ve çakıltaşıdan oluşan gölsel ortam çökelleri Denizli havzasında geniş bir alanda yayılım gösterir. Pamukkale-Karahayıt-Yenice boyunca uzanan Pamukkale fay zone ve Honaz fay zonunda traverten çökelimleri yer almaktadır (Şekil 1 ve 2). Alüvyon birimi ise, doğu-batı yönünde akışı olan Çürüksu çayı ve kuzey doğudan güney batıya doğru akışı olan Büyük Menderes nehir yatağı boyunca, sürekli ve mevsimsel akışı olan dere yataklarında ve vadi içlerinde yayılım göstermektedir (Şekil 1).



Şekil 2. Denizli havzasının jeolojisi ve toktoniği (Sun, 1990, Özkul vd, 2002, 2013; Emre vd, 2011 ve 2013, Kumsar vd., 2016).

Denizli havzası, kuzey batıda KB-GD doğrultulu Pamukkale-Karahayıt-Yenice boyunca uzanan Pamukkale fayı, güneybatıda KB-GD doğrultulu Babadağ fayı ve güneyinde D-B doğrultulu Honaz

fayı ile sınırlıdır. Havza içerisinde KB-GD doğrultulu Laodikeia fayı ve Eskihişar fayı yer almaktadır (Şekil 1 ve 2)



Şekil 1. Denizli hidrotermal sistemi ve traverten çökelimini gösteren jeolojik model (Özkul vd, 2013; Kumsar vd, 2017).

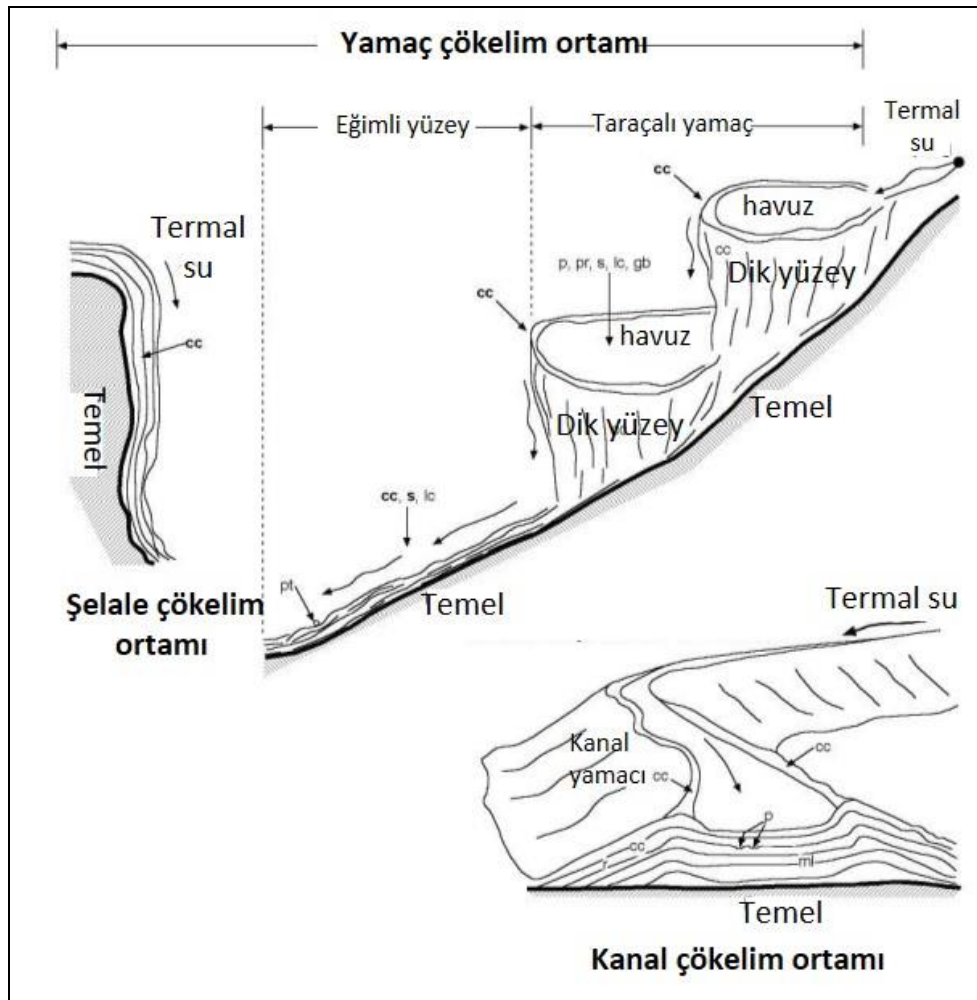
PAMUKKALE'DEKİ TRAVERTEN ÇÖKELİM ORTAMLARI

Denizli havzasını sınırlayan faylar genellikle aktif faylar olup bu faylar boyunca jeotermal kaynak çıkışları ve traverten oluşumları mevcuttur. Jeotermal kaynakların sıcaklıkları Yenicekent sahasında 40-58 °C, Karahayıt sahasında 45-65°C, Gölemezli sahasında 50-65°C, Çukurbağ sahasında 58°C, Pamukkale sahasında 34,8-35°C, Kaklık mağarası içindeki kaynaklarda 23,4-23,8°C arasında değişmektedir.

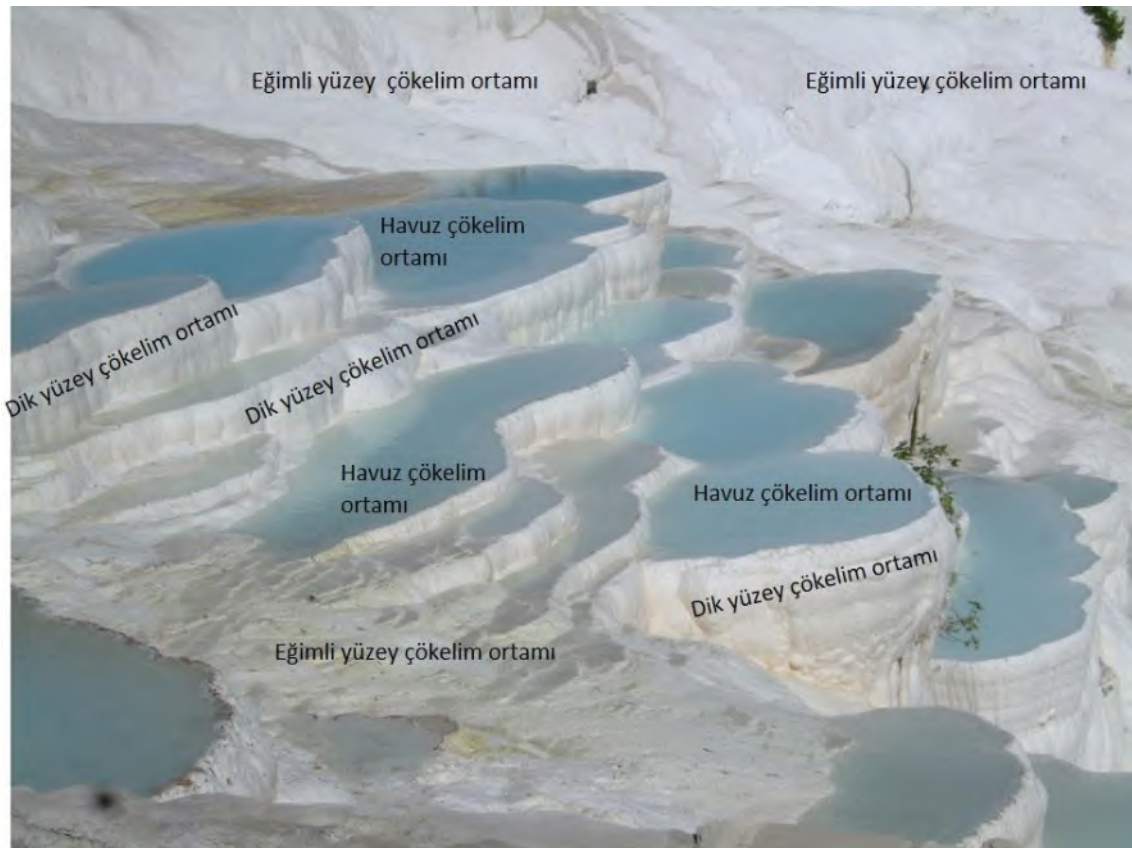
Denizli havzasını kuzeyden sınırlayan aktif bir fay zonu içinde yer alan Pamukkale'de kırık ve çatlak sistemleri boyunca beş ayrı yerden çıkan ve birbiri ile bağlantılı olan karbonatça zengin thermal su kaynaklarının ortalama debisi 350 lt/sn olup sıcaklığı yaklaşık 34,8-35°C'dir. Thermal suyun geldiği hazne kaya Menderes Masifi'nin beyaz

rekristalize kireçtaşlarıdır. Thermal suyun yüzeyde akışı sırasında bünyesinde bulunan CO₂ gazı atmosfere kaçıp, beyaz renkli CaCO₃ çökelişi suyun aktığı yüzeylerde eklenerek kalınlaşmakta ve günümüz Pamukkale travertenlerini oluşturmaktadır (Şekil 2).

Gerek traverten oluşumu ve gerekse de termal suyun varlığı, Pamukkale'nin tarih boyunca çekiciliğini artırmış, Pamukkale'de MÖ. II. YY'da Hierapolis antik kenti kurulmuş ve günümüzde, bu alanda arkeolojik kazılar yapılmaktadır. 1988 yılında UNESCO tarafından Dünya Mirası listesine alınan Pamukkale'de güncel traverten oluşum alanları koruma altında olup, çökelim ortamları Şekil 3'de verilmiştir. Pamukkale'deki güncel travertenler genellikle havuz, eğimli yüzey (Şekil 4), kanal (Şekil 5) ve şelale (Şekil 6) tür çökelim ortamlarında termal suyun dolaşımı sonucu oluşmaktadır.



Şekil 3. Pamukkale'deki traverten çökeltim ortamları (Özkul vd, 2002).



Şekil 4. Pamakkale'de yamaç çökeltim ortamlarındaki traverten oluşumları.



Şekil 5. Pamukkale’deki tarihi ve güncel kanal türü traverten çökelim ortamlarının görünümü (Kumsar vd., 2017).



Şekil 6. Pamukkale’deki şelale ve havuz traverten çökelim ortamlarının görünümü.

GÜNCEL TRAVERTEN ÇÖKELİMLERİNİN JEOMEKANİK ÖZELLİKLERİ.

UNESCO Dünya Mirası listesinde yeralan Pamukkale ve yakın çevresi koruma altında olup doğal, arkeolojik ve jeolojik sit alanı olarak ilan edilmiştir. Dolayısıyla güncel traverten oluşumlarından örnek almak mümkün değildir.

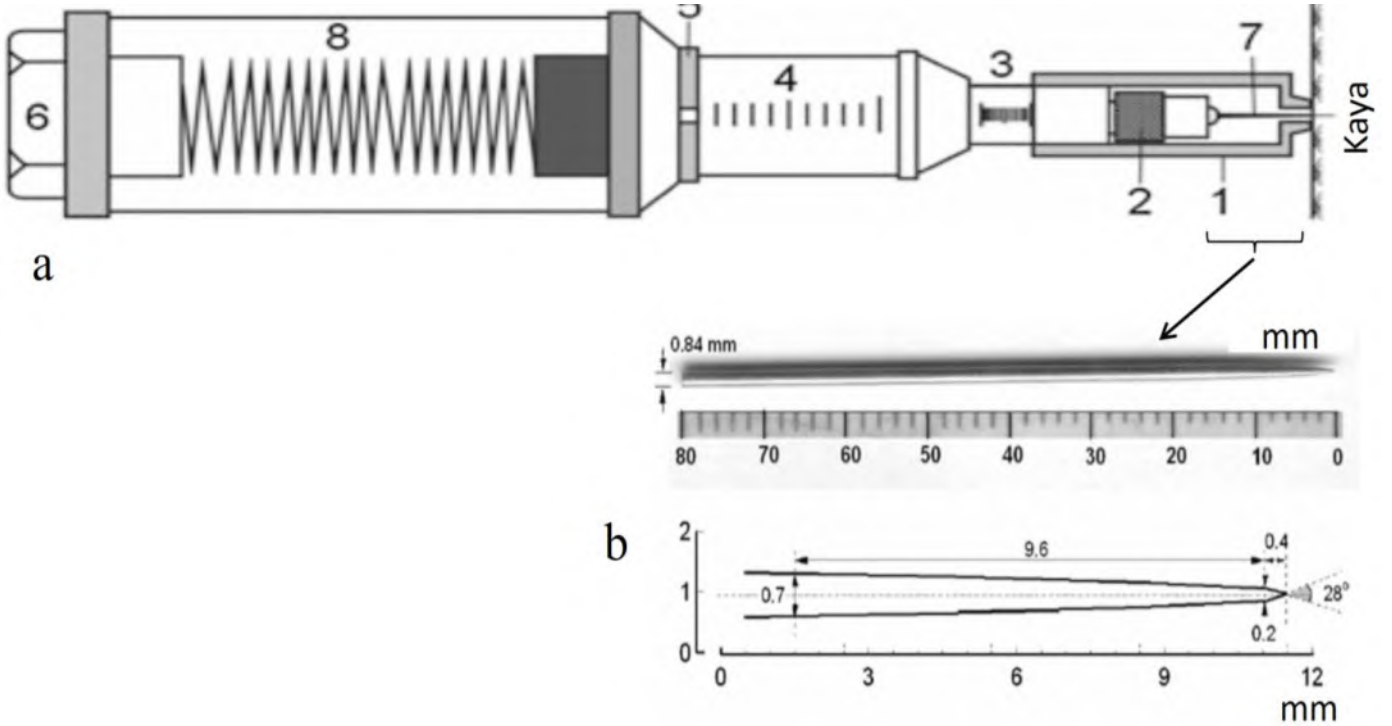
Güncel traverten oluşumunun yapısının bozulmadan yerinde dolaylı ölçüm yöntemleri ile belirlenmesi gerekmektedir.

Bu nedenle arazide ve laboratuvarında zayıf ve yumuşak kayalarda kullanılabilen ve iğne penetrometresi olarak adlandırılan (needle penetrometer), kolay taşınabilir alet ile Pamukkale

travertenlerinin farklı alanlarındaki güncel çökelim ortamlarında iğne batırma deneyleri yapılmıştır.

10 MPa'dan düşük dayanıma sahip kayaların dayanımının belirlenmesi için kullanılan ölçüm

aleti, Japonya'da Maruto Testing Machine Co. firması tarafından geliştirilmiştir (Şekil 7). ISRM tarafından da tavsiye edilen ölçüm yöntemi olarak tanınmış (Ulusay vd, 2015) ve Türkiye'de son yıllardaki kullanımı artmıştır (Ulusay ve Ergüler, 2012; Avşar, 2013; Kumsar vd., 2017).



Şekil 7. İğne penetrometresi deney elemanı ve bölümleri: 1 koruyucu, 2 iğne tutucu, 3 batma ölçeği, 4 yük ölçeği, 5 yük halkası, 6 yedek iğne haznesi ve kapağı, 7 batırma iğnesi ve 8 yay, b) JIS S 3008 (No. 2) standartında iğne ve boyutları (Maruto, 1999; Aydan vd. 2014; Avşar, 2013; Ulusay vd, 2015).

İğne penetrometresi deneyi, elle yapılan yüklemeyle penetrometrenin ucunda bulunan iğnenin kayanın içine batırılması esasına dayanmaktadır. Deney öncesinde iğnenin uygulanacağı yüzey temizlenmekte ve iğne yüzeye dik olarak batırılmaktadır. İğne örneğe maksimum 10 mm batacak şekilde uygulanmakta ve bu batma derinliğine ulaşıldıktan sonra yük ölçeğinden batma (penetrasyon) kuvveti kaydedilerek deney sonlandırılmaktadır (Avşar, 2013).

Yapılan her deneyde iğne penetrometre indeksi (needle penetrometer index – NPI) hesaplanmaktadır (Aydan vd, 2014).

$$NPI = F/L \quad (1)$$

Burada F, iğnenin batma derinliği için uygulanan kuvvet (N), L ise iğnenin batma derinliğidir (mm).

Aydan vd (2014) tarafından yapılan çalışmada yumuşak kayaların jeomekanik parametrelerinin belirlenmesi için yumuşak kayalar üzerinde laboratuvar ve arazi ortamında çok sayıda iğne penetrometre deneyleri yapılmıştır. Elde edilen veriler kullanılarak yumuşak kayaların jeomekanik özelliklerini hesaplama bağıntıları geliştirilmiştir. Bu çalışmada, Pamukkale travertenlerinin farklı çökelim ortamlarındaki traverten oluşumlarının jeomekanik özelliklerini belirlemek için yerinde iğne penetrometre deneyleri yapılmıştır (Şekil 8). Deney sonuçları Aydan vd (2014) tarafından geliştirilen eşitlikler kullanılarak değerlendirilmiştir (Çizelge 1).



Şekil 8. Pamukkale güncel travertenlerinin farklı çökeltim ortamlarında iğne penetrometresi deneyi uygulamasının görünümü.

Hesaplanan jeomekanik değerler incelendiğinde, termal suyun akışının geçici olarak verilmediği düşey yüzeylerde (P1, P5, P7) travertenin dayanımının en yüksek değerde olduğu, eğimli yüzeylerde ise (P2 ve P6) düşey yüzeylere göre daha düşük dayanıma sahip olduğu görülmektedir. Bunun nedeni de, eğimli yüzeylerdeki traverten çökelişinin bünyesindeki suyu daha uzun sürede kaybetmesi ve düşey yüzeylere göre daha uzun süre nemli kalması olarak yorumlanabilir. Islak yüzeylerdeki traverten dayanımları susuz yüzeylere göre çok daha düşüktür.

Termal suyun akışının devam ettiği kanal, şelale yüzeyi, eğimli yüzey ve havuz içlerinde yapılan iğne penetrometre deneylerinde kuru yüzeylere göre oldukça zayıf dayanım değerleri elde edilmiştir. Bu ölçümlerde eğimli kanal içi, kanal duvarı ve şelale yüzeylerinde suyun hareketli olması ve bünyesindeki CO₂ gazını atmosfere hızlı vermesinden dolayı traverten çökelişini havuz içindeki yüzeylere göre daha fazladır. Dolayısıyla P3, P4, P8 ve P10 noktalarındaki travertenlerin dayanımı P9 ve P11 noktalarından daha fazladır.

Çizelge 1. İğne penetrometresi deney verileri kullanılarak hesaplanan güncel travertenlerin jeomekanik değerleri; NPI: İğne batma indeksi, TBD: Tek eksenli basınç dayanımı, ÇD: Çekme dayanımı, YM: Young modülü, V_p : P-dalga hızı, V_s : S-dalga hızı, c : kohezyon, ϕ : sürtünme açısı

İğne batırma deney noktası	NPI (N/mm)	TBD (MPa)	ÇD (MPa)	EM (GPa)	V_p (km/s)	V_s (km/s)	c (N/mm)	ϕ (°) (çekme rejimi)	ϕ (°) (sıkışma rejimi)
P1 kuru	58,67	11,73	1,17	2,93	2,63	1,48	2,35	54,74	37,02
P2 kuru	33,33	6,67	0,67	1,67	2,05	1,13	1,33	52,38	31,99
P3 ıslak	20,99	4,20	0,42	1,05	1,70	0,92	0,84	47,69	28,54
P4 ıslak yosunlu	9,77	1,95	0,20	0,49	1,23	0,64	0,39	31,59	22,89
P5 kuru	38,17	7,63	0,76	1,91	2,18	1,21	1,53	53,63	33,22
P6 kuru	26,26	5,25	0,53	1,31	1,85	1,01	1,05	50,05	30,09
P7 kuru	38,17	7,63	0,76	1,91	2,18	1,21	1,53	53,63	33,22
P8 nemli	11,95	2,39	0,24	0,60	1,31	0,69	0,48	33,84	23,79
P9 ıslak	1,73	0,35	0,03	0,98	1,65	0,89	0,78	46,78	28,06
P10 ıslak	19,52	3,90	0,39	1,79	2,12	1,17	1,43	53,27	32,67
P11 ıslak	0,035	0,007	0,001	0,002	0,385	0,133	0,001	0,192	5,726

Pamukkale fay zonu üzerinde Pamukkale'nin 3 km KB'sında yeralan Akköy traverten ocakları ve Pamukkale'nin 20 km doğusunda yeralan Kaklık-Kocabaş traverten ocaklarından (Şekil 1) alınan örneklerin suya doygun ve kuru durumdaki tek eksenli basınç dayanımları Çelik ve Çobanoğlu (2012) tarafından incelenmiş ve değerler Çizelge 2'de verilmiştir. Her iki sahaya ait travertenlerin tek eksenli basınç dayanımlarının minimum değerleri suya doygun örnekler için 8,4 MPa ve 9,58 MPa, kuru örnekler için 10,2 MPa ve 10,24 MPa'dır.

Çizelge 2. Pamukkale fay zonu içindeki travertenlerin doygun ve kuru durumda tek eksenli basınç dayanımları (Çelik ve Çobanoğlu, 2014).

Fizisel ve mekanik parametre	Kaklık- Kocabaş	Akköy
Ağırlıkça su emme (%)	0,10 – 7,33	1,20 – 6,38
Tek eksenli basınç dayanımı (doygun) (MPa)	8,4 – 112,2	10,82 – 71,8
Tek eksenli basınç dayanımı (kuru) (MPa)	9,58 – 126,22	10,24 – 73,31

Bu çalışmada elde edilen Pamukkale güncel travertenlerinin kuru yüzeylerdeki tek eksenli basınç dayanımları 5,25 MPa ile 11,73 MPa arasında, ıslak ve nemli yüzeylerdeki güncel

travertenlerin tek eksenli basınç dayanımları da 1,95 MPa ile 4,20 MPa değişmektedir. Pamukkale güncel travertenlerinin Akköy ve Kaklık-Kocabaş ocaklarındaki travertenlerden daha düşük dayanıma sahip olmalarının başlıca nedeni, Pamukkale güncel travertenlerinin üzerinde örtü yükü olmaması ve henüz diyajenez sürecine başlaması olarak değerlendirilebilir.

SONUÇLAR

Pamukkale'de güncel traverten oluşumları, Pamukkale aktif fay zonunda farklı noktalardan çıkan termal suyun aktığı yüzeylere bağlı olarak şelale, dik yüzey, eğimli yüzey, kanal, havuz türü çökelim ortamlarında çökelmektedir. Yumuşak kayaların yerinde dayanımı için yaygın olarak kullanılan iğne penetrometresi aleti kullanılarak yerinde yapılan deney verileri değerlendirildiğinde, şelale ve kanal dış duvarlarındaki düşey ve kuru traverten çökelimleri en yüksek dayanıma sahiptir. Bu yüzeyler üzerinde su akışı olması durumunda çökelen travertenlerin dayanımları daha düşüktür. Eğimli yüzey ve kanal içlerindeki güncel traverten oluşumları, düşey yüzeylerdeki traverten çökelimlerine göre daha düşük dayanıma sahiptirler. Havuz içi çökelim ortamlarında ise, termal suyun havuz dışına akışı olmadığı veya suyun buharlaşması uzun sürdüğü için traverten çökelimi genelde çamur halinde veya çok düşük dayanıma sahiptir.

Düşey yüzeylerde biriken güncel travertenlerin kuru yüzeylerinin dayanımları, Akköy ve Kaklık-Kocabaş mevkilerindeki eski traverten çökelimlerinin minimum dayanım değerlerine yakındır ve maksimum dayanımlarından oldukça düşüktür. Bunu başlıca nedeni de, Pamukkale güncel travertenlerinin üzerinde örtü yükü olmaması olarak değerlendirilebilir.

KAYNAKLAR

- Altunel, E., Hancock, P.L., 1993. Morphology and structural setting of Quaternary travertines at Pamukkale, Turkey. *Geological Journal* 28: 335-346.
- Avşar, E. 2013. Isparta ovasındaki volkanik zeminlerin jeomühendislik karakterizasyonu ve mekanik davranışının araştırılması, Doktora Tezi, Hacettepe Üniv. Fen Bilimleri Enstitüsü Jeoloji Mühendisliği Anabilim Dalı, 158 s.
- 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. Symposium of ARMA, Chicago, Paper No. ARMA12-639 (on CD).
- Aydan, Ö., 2014. A critical testing of the applicability of some empirical relations used in the science and engineering of earthquakes through the 2011 Great East Japan earthquake. *Bull Eng Geol Environ* DOI 10.1007/s10064-014-0699-0.
- Aydan, Ö., Sato A., Yagi. M. (2014): The Inference of Geo-Mechanical Properties of Soft Rocks and their Degradation from Needle Penetration Tests. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 47:1867–1890.
- Bozkuş, C., Kumsar, H., Özkul, M., Hançer, M., 2001. Seismicity of Active Honaz fault under an extensional tectonic regime. *Int. Earth Sciences Collq. On the Aegean Region*, Izmir, Turkey, IESCA-2000, Dokuz Eylül Univ., pp 7-16.
- Çelik, S. B., Çobanoğlu, İ., Atanur, L., 2014. General material properties of Denizli (SW Turkey) travertines as a building stone, *Bull Eng Geol Environ* 73, 825–838.
- Emre, Ö., Duman, T.Y., Özalp, S., Elmacı, H., 2011. 1:25.000 Scale Active Fault Map Series of Turkey, Denizli (NJ 35-12) Quadrangle, Serail Number 12, General Directorate of Mineral Research and Exploration, Ankara-Türkiye.
- Emre, Ö., Duman, T.Y., Özalp, S., Elmacı, H., Olgun, Ş., Şaroğlu, F., 2013. Active Fault Map of Turkey. General Directorate of Mineral Research and Exploration, Special Publication Series – 30, Ankara-Türkiye
- Kumsar, H., Aydan, Ö., Şimşek, C., D'Andria, F., 2016. Historical earthquakes that damaged Hierapolis and Laodikeia antique cities and their implications for earthquake potential of Denizli basin in western Turkey, *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 74, 1037-1055.
- Kumsar, H., Özkul, M., Gökgöz A., Özkan, A.C., 2017., The role of thermo-hydro-chemico-mechanical processes in geomorphologic structures in Pamukkale, Karahayit (Turkey) and some recent sinkhole formation in its close vicinity (Kaklık Cave), 1st Int. WS on Role of Microorganism and Thermo-Hydro-Chemico-Mechanical Process in Geoengineering and Geoscience, 20 March, 2017, Okinawa, Japan, p 13-37.
- MARUTO Testing Machine Company (1999). Instructions for SH-70 Penetrometer (NANGAN-PENETOROKEI) (in Japanese), Tokyo, 4p.
- Özkul, M., Varol, B., Alçiçek, M.C., 2002. Depositional environments and petrography of Denizli travertines, *Mineral Res. Expl. Bul.*, 125, 13-29.
- Özkul, M., Kele, S., Gökgöz, A., Chou Shen, C., Jones, B., Baykara, M.O., Fórizs, I., Németh, T., Chang, Y.W., Alçiçek M.A., 2013. Comparison of the Quaternary travertine sites in the Denizli extensional basin based on their depositional and geochemical data, *Sedimentary Geology*, 294: 179-204
- Sun, S., (1990) Geology and lignite potential between Denizli and Uşak, Scientific report of the General Directorate of Mineral Research and Exploration of Turkey; No: 9985, Ankara, Turkey (in Turkish)
- Ulusay, R., Aydan, Ö., Erguler, Z.A., Ngan-Tillard, D.J.M., Seiki, T., Verwaal, W., Sasaki, Y., Sato, A., 2015. ISRM Suggested Method for the Needle Penetration Test, The ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 2007–2014, R. Ulusay (ed.), Springer-Verlag Wien 2013, 143-155.
- Ulusay R, Ergüler ZA (2012) Needle penetration test: evaluation of its performance and possible uses in predicting strength of weak and soft rocks. *Eng Geol* 149–150:47–56.

Tünel Projelerinde Kullanılan Nümerik Modelleme Teknikleri ve Mesh Sistemleri ile İki ve Üç Boyutlu Analizlerin Karşılaştırılması

Numerical Modeling Techniques and Mesh Systems Used in Tunnel Projects and Comparison of 2D and 3D Analyzes

Ü. Güney & İ.C. Engin

Afyon Kocatepe Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Afyonkarahisar

ÖZET: Tünellerde kullanılan destek sistemlerinin belirlenmesinde çeşitli ampirik yöntemler kullanılmaktadır. Ampirik yöntemler öngörü sağlamaktadır fakat tünel tahkimat sistemi tasarımlarında tek başına yeterli olmamaktadır. Tahkimat tasarımları, nümerik olarak modellenerek analiz edilmelidir. Tünel analizlerinde en fazla kullanılan nümerik modellemeler, sonlu elemanlar ve ayrık elemanlar modelleridir. Nümerik modellemelerin yapılabilmesi için düğüm noktaları oluşturularak sistemin elemanlara bölünmesi gerekmektedir. Genel anlamda bakıldığında üçgen ve kare olmak üzere iki farklı mesh sistemi bulunmaktadır. Tünel kesiti 2D olarak PLAXIS, MIDAS GTS NX ve RS2 sonlu elemanlar yazılımları ile aynı parametre ve geometri çerçevesinde analiz yapılmıştır. Aynı kesit MIDAS GTS NX 3D yazılımı ile üç boyutlu analizi yapılmıştır. Aynı zamanda farklı mesh sistemleri kullanılarak da analizler yapılmış ve sonuçları karşılaştırılmıştır.

ABSTRACT: Various empirical methods are used to determine the support systems used in the tunnels. Empirical methods provide foresight but are not sufficient in tunnel support system designs alone. Support designs should be analyzed by numerically modeling. Numerical modeling, finite element and discrete element models are mostly used in tunnel analysis. In order to be able to make numerical models, the nodes need to be divided into the elements by recruiting nodes. In general terms, there are two different mesh systems, triangular and square. Tunnel section was analyzed in 2D with the same parameter and geometry as PLAXIS 2D, MIDAS GTS NX and RS2 finite element software. The same section was analyzed by MIDAS GTS NX 3D software. At the same time, analyzes were made using different mesh systems and the results were compared.

1 GİRİŞ

Tünel tahkimat sistemi tasarımlarında ampirik yöntemler olan RMR, Q, NATM vb. kaya sınıflama sistemleri kullanılmaktadır. Kaya sınıflamaları sonucunda elde edilen puanlamalar ile tahkimat sistemi önerisi yapılmaktadır. Bu yöntemler ampirik bağıntılar olmakla birlikte sınıflama sırasında aynı bölge göreceli olarak değişiklik gösterebilmektedir. Farklı bir değişle yöntemlerin içindeki parametrelerin bir çoğu nümerik olarak ölçülemeyip sınıflama yapan kişinin tecrübesine ve bakış açısına bağlıdır. Bu gibi etkenlerden dolayı kaya sınıflama sistemleri tahkimatın belirlenmesinde yeterli olmamaktadır. Sınıflama sistemleri ile belirlemiş olduğumuz tahkimat sistemi nümerik yöntemlerle de desteklenmelidir. Günümüzde yapılan tünel projelerinin çoğunda nümerik yöntemler gerek

ihtiyaç gerekse yönetmeliklerdeki zorunluluklardan dolayı sıklıkla kullanılmaktadır (Aksoy vd. 2009; Aksoy ve Geniş, 2010; Aksoy ve Onargan, 2010; Rahmania vd. 2012; Feng, 2017). Nümerik modellemelerde genel olarak iki farklı yöntem ile yapılmaktadır. Bunlardan ilki sonlu elemanlar metodu ikincisi ise ayrık elemanlar metodudur. Sonlu elemanlar metodu sistemi parçalara ayırarak basitleştirmektedir. Daha küçük elemanlara ayrılan sistemin sınır koşulları ve yükleme durumuna göre analizi yapılmaktadır. Parçalara bölünmüş olan sistemin her düğüm noktasında gerilme deformasyon bağıntıları çözülerek istenilen yerdeki deformasyon değerlerini ve gerilme değerlerini vermektedir. Ayrık elemanlar metodu sonlu elemanlardan farklı olarak sistemi ayırdığı elemanları birbirinden bağımsız olarak da analiz yapabilmesidir. Analizler sonucunda elde edilen deformasyon, gerilme ve M-

N-T diyagramları değerlendirilerek sistemin duraylılığı denetlenmektedir.

2 SONLU ELEMANLAR METODU ve MESH SİSTEMLERİ

Modellemelerin hepsinde sonlu elemanlar metodu kullanılmıştır. Mesh sistemleri ise üçgen mesh ve hibrit mesh olmak üzere iki farklı şekilde modellenmiştir.

2.1 Sonlu Elemanlar Metodu (SEM)

SEM bilim ve mühendislik alanlarında en yaygın uygulanan sayısal yöntemlerin başında gelmektedir. 1960'ların başlarında geliştirilen yöntemin kullanımı zamanla özellikle kaya mekaniği problemlerinin çözümüne yönelmiştir. Bunun nedeni, malzeme heterojenliği, doğrusal olmayan deformabilite (özellikle plastisite), karmaşık sınır koşulları, yerçekimi, in-situ gerilmeler ve bunların analizi için yeterli esnekliğe sahip ilk sayısal yöntem olmasından kaynaklanmıştır (Jing ve Hudson, 2002).

2.2. Mesh Sistemi

SEM yönteminde karmaşık bir fiziksel yapı geometrik olarak küçük alt bölgelere ayrılarak, hesaplanmak istenen büyüklük için oluşturulan matematiksel modelin bu bölgelerde nümerik çözümüne dayanmaktadır. Problemin çözümü her bir alt bölgede sürekli olan matematiksel fonksiyonların belirli noktadaki (düğüm noktaları) değerinin belirlenmesini içermektedir. Düğüm noktalarının belirlenmesi oluşturulan mesh (ağ) yapısıyla doğrudan ilgilidir. SEM yönteminde genellikle Delanuay üçgenleriyle fiziksel yapı küçük alt bölgelere ayrılır. Bunun dışında kare ve üçgen geometrilerin birlikte kullanıldığı hibrit uygulamalar da mevcuttur. Oluşturulan bu alt bölgeler tüm sistemde eşit büyüklükte olabildiği gibi (uniform mesh) inceleme alanına yakın yerlerde daha küçük boyutlarda seçilebilir (graded mesh). Tüm bunların dışında meshless veya mesh-free olarak nitelenen yöntemler de kaya mekaniğinde uygulama alanı bulmuştur (Zhang vd., 2000).

3 2D ve 3D MODEL ANALİZLERİ

Bu çalışmada oluşturulan tünel modelinin çözümlenmesinde hem iki boyutlu hem de üç boyutlu analizler yapılmıştır.

3.1 Model geometrisi, destek sistemi ve materyal parametreleri

Farklı yazılımların kullanılarak yapılan modellemelerde sonuçların karşılaştırılması için aşağıdaki tabloda verilen değerler çerçevesinde modeller oluşturulmuştur. Aynı zamanda 2D modellerde kabul edilen parametreler ile 3D modellerde oluşturulmuştur. Modellerde yenilme kriteri olarak Hoek Brown yenilme ölçütü kullanılmıştır. Püskürtme beton kalınlığı 20 cm olarak tasarlanmıştır. Kaya bulonları Φ 28 mm ve 6 metre boyunda olup sistematik olarak 2 metre aralıklar ile yerleştirilmiştir.

Çizelge 1: Kaya kütlesi parametreleri

Yenilme Türü	γ (kN/m ³)	σ_{ci}	m_i	GSI	D	E (MPa)	ν
Hoek Brown	25,00	20	20	50	0,8	1.000	0,25

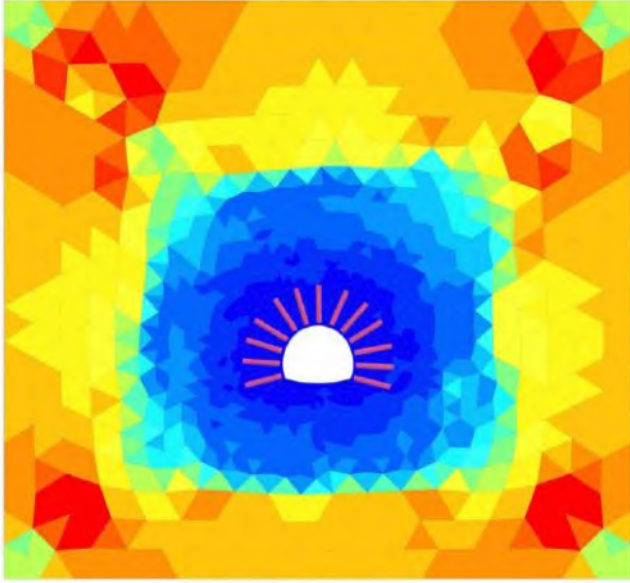
Tünel taban kemerli ve yüksekliği 10 metre olacak şekilde tasarlanmıştır. Tünel tavan kotu ile yüzey arasındaki mesafe 50 metredir. Tünel inşaa yöntemi olarak NATM kullanılmıştır. Tünel kazısı iki yarı olarak gerçekleştirilmiştir ve kazı ile tahkimat elemanları sistematik olarak birbirini takip etmiştir.

3.2 2D model analizleri

Tip kesit üzerinden MIDAS GTS NX, PLAXIS ve RS2 sonlu elemanlar metodu kullanan yazılımlar ile 2D olarak modeller oluşturularak analizler yapılmıştır. PLAXIS 2D yazılımında mesh sistemi tünel kısmında sıklaşmakla birlikte genel mesh ağının oluşturulması yazılım tarafından yapılmaktadır. Aynı şekilde RS2 yazılımı da tünel etrafında mesh ağını sıklaştırmaktadır. İki yazılımda üçgen mesh ağını kullanmaktadır. MIDAS GTS NX yazılımında tünel etrafındaki mesh sisteminin büyüklüğünün en fazla 1 metre olacak şekilde ve en dıştaki mesh büyüklüğünün 4 metre olacak şekilde hem üçgen hem de hibrit mesh olmak üzere iki farklı model oluşturulmuştur. Hibrit mesh sistemi kare ve üçgen meshleri birlikte kullanmaktadır. Eşkenar üçgenlerin ve karelerin oluşumunu geometriye göre dağıtmaktadır.

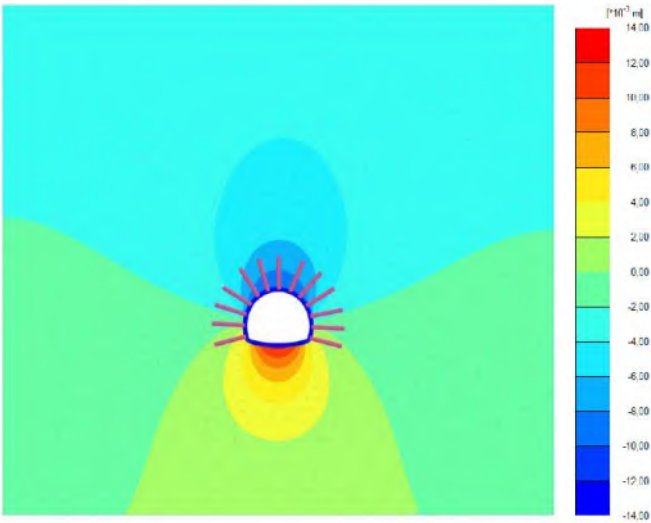
Tünel modeli kabul edilen geometri ve parametreler çerçevesinde PLAXIS 2D yazılımında modellenmiştir. Analizinde kullanılan üçgen meshlerin boyutları tünel etrafında en az $1,42 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ ve dış çerçevede en fazla $16,89 \text{ m}^2$ 'yi

bulmaktadır. Yapılan bu mesh sistemi ile analiz yapılarak sonuçları aşağıda incelenmiştir.



Şekil 1 PLAXIS 2D mesh sistemi

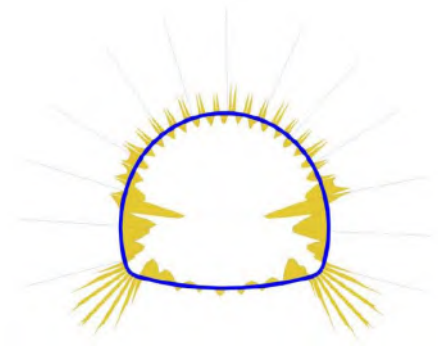
Analizler sonucunda tünel üstünde meydana gelmesi beklenen düşey deplasman Şekil 2’de de gösterildiği gibi 1,07 cm olarak bulunmuştur.



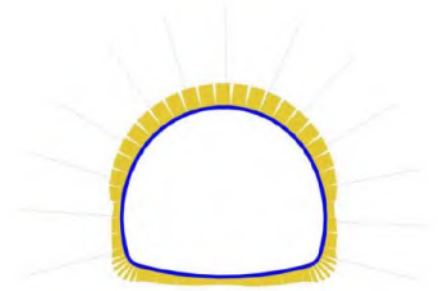
Şekil 2 PLAXIS 2D düşey deplasman sonuçları

Tünel destek sisteminde meydana gelen M-N-T diyagramları Şekil 3’de verilmiştir. Analiz sonuçlarında oluşan normal kuvvet en fazla 1936 kN, moment en fazla 53 kNm ve kesme kuvvetinin en fazla 82 kN olması beklenmektedir.

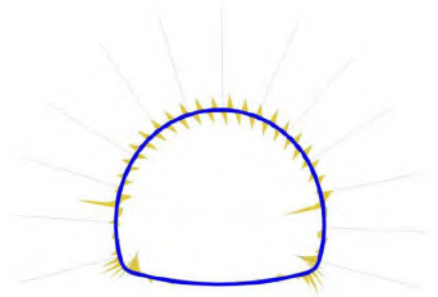
Tünel modeli kabul edilen geometri ve parametreler çerçevesinde RS2 yazılımında modellenmiştir. Oluşturulan otomatik mesh yapısı Şekil 4’de verilmiştir.



Moment Kuvveti

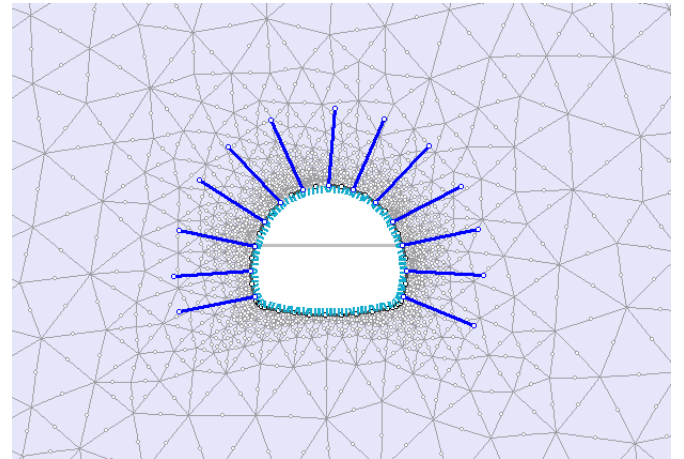


Normal Kuvvet



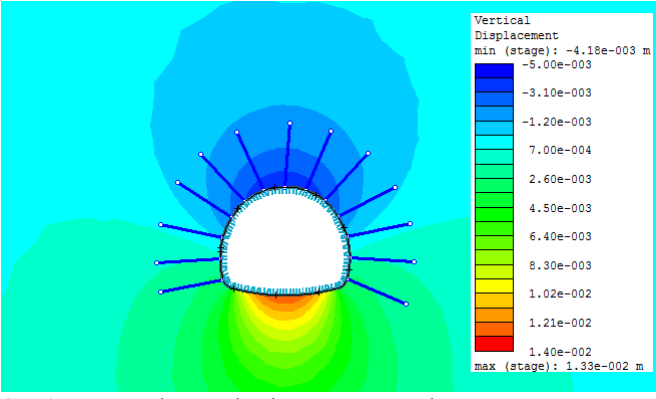
Kesme Kuvveti

Şekil 3 PLAXIS 2D M-N-T sonuçları



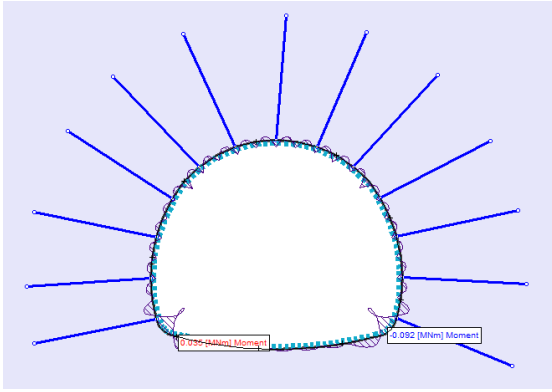
Şekil 4 RS2 yazılımında oluşturulan mesh sistemi

RS2 ile yapılan analiz sonucunda tünel üstünde meydana gelmesi beklenen düşey deplasman 0,38 cm olarak bulunmuştur (Şekil 5).

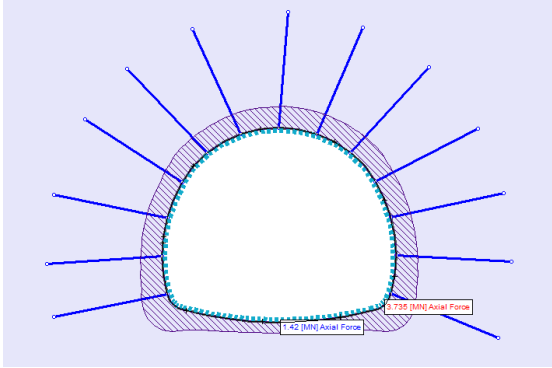


Şekil 5 RS2 düşey deplasman sonuçları

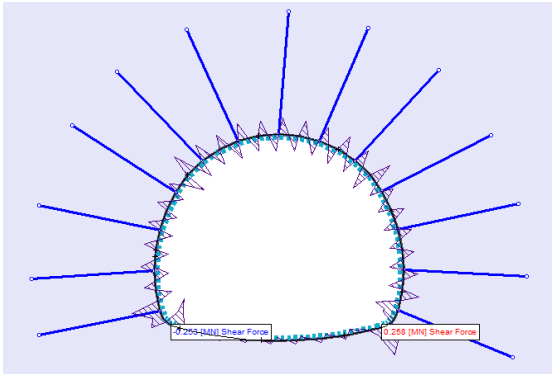
RS2 ile yapılan analizlerde tünel destek sisteminde meydana gelen M-N-T diyagramları Şekil 6'da verilmiştir. Analiz sonuçlarında oluşan normal kuvvet en fazla 3735 kN, moment en fazla 92 kNm ve kesme kuvvetinin en fazla 258 kN olması beklenmektedir.



Moment Kuvveti



Normal Kuvvet

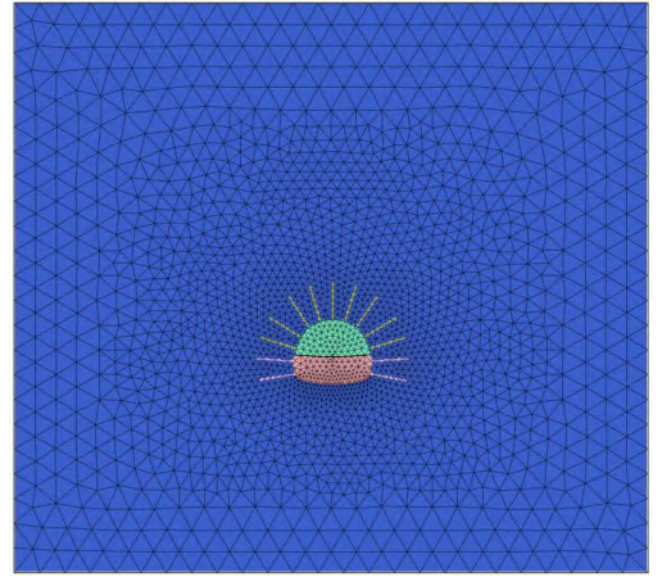


Kesme Kuvveti

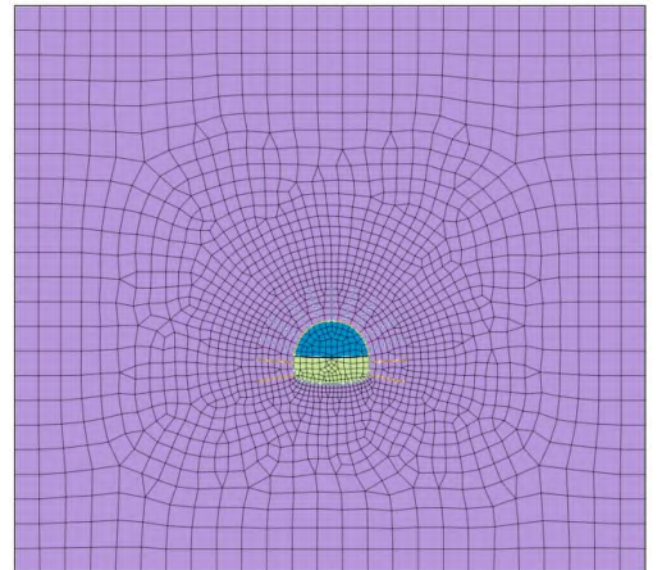
Şekil 6 RS2 M-N-T sonuçları

MIDAS GTS NX 2D yazılımında iki farklı mesh kullanılarak yapılan modellemeler Şekil 7 ve Şekil 8'de verilmiştir. İki analiz sonucunda da düşey deplasman değerine bakıldığı zaman ihmal edilebilecek düzeyde bir farklılık olduğu görülmektedir. İki analiz sonucunda da tünel tavanında gerçekleşmesi beklenen düşey deplasmanın Şekil 9'da en fazla 0,93 cm olması beklenmektedir.

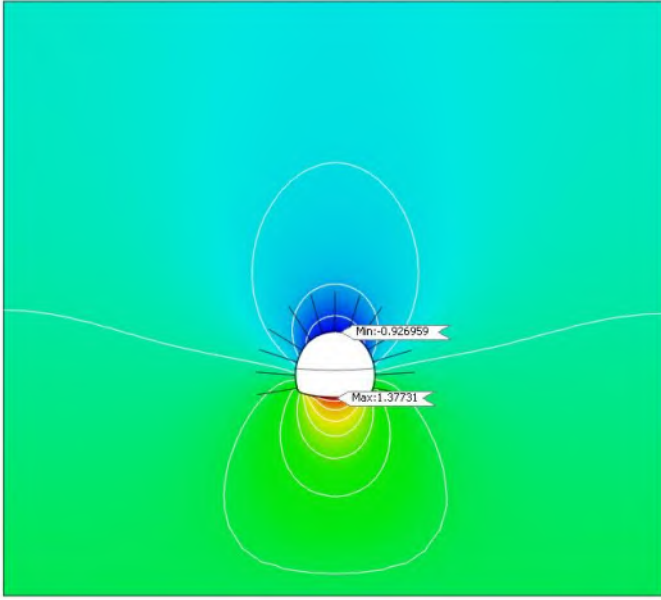
Şekil 10'da iki modelin analizi ile M-N-T diyagramları elde edilmiştir. Grafik durumları ve değerlere bakıldığında iki sistem arasında farklılık olmadığı görülmüştür. Bu kapsamda en büyük moment 47 kNm, en büyük normal kuvvet 1848 kN ve en büyük kesme kuvvetinin 80 kN olması beklenmektedir.



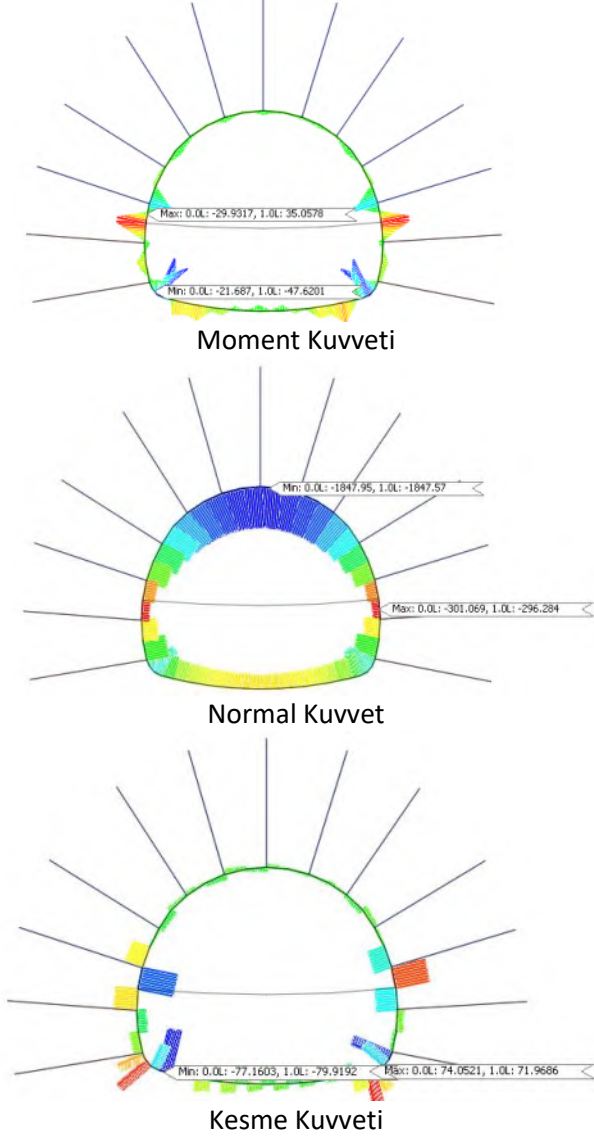
Şekil 7 Midas GTS NX 2D üçgen mesh sistemi



Şekil 8 Midas GTS NX 2D hibrit mesh sistemi



Şekil 9 Midas GTS NX 2D düşey deplasman sonuçları

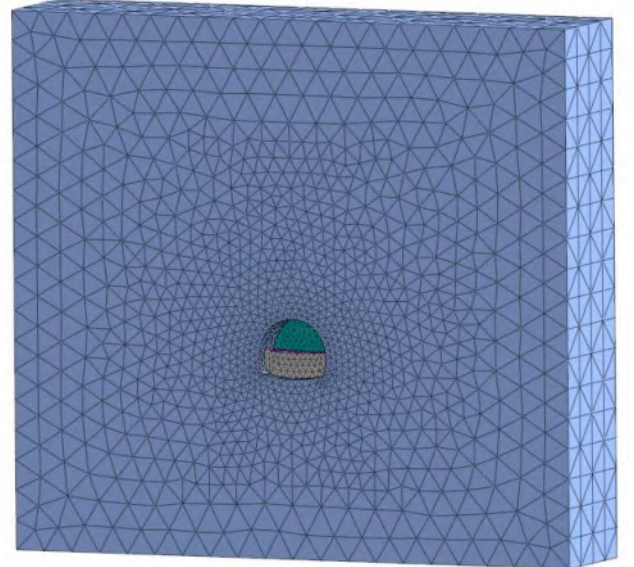


Şekil 10 Midas GTS NX 2D M-N-T sonuçları

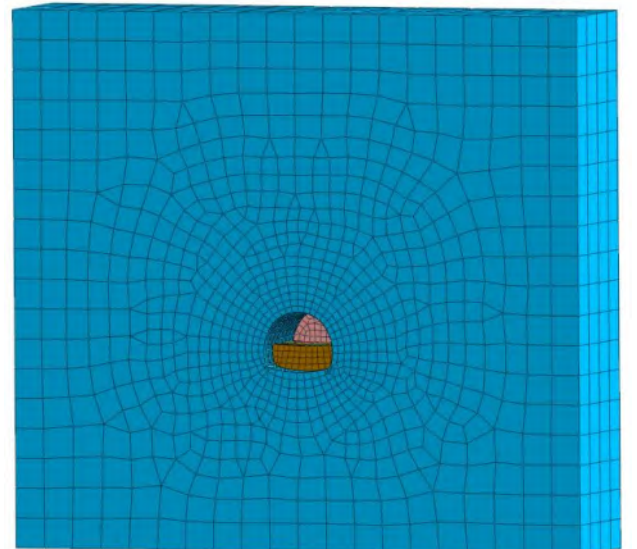
3.3 3D model analizleri

Üç boyutlu modeller iki şekilde incelenmiştir. İlk olarak simetrik yapıya sahip olan ve iki boyuttaki kesitin devam ettiği model ikinci olarak da simetrik olmayan iki tünel kesişim bölgesi modellenmiştir. Bu iki modelde kaya parametreleri ve kullanılan malzeme özellikleri iki boyutlu modellerle aynı seçilmiştir. 3D simetrik modellerde derinliğin 20 metre devam ettiği kabulü ile modeller yapılmıştır.

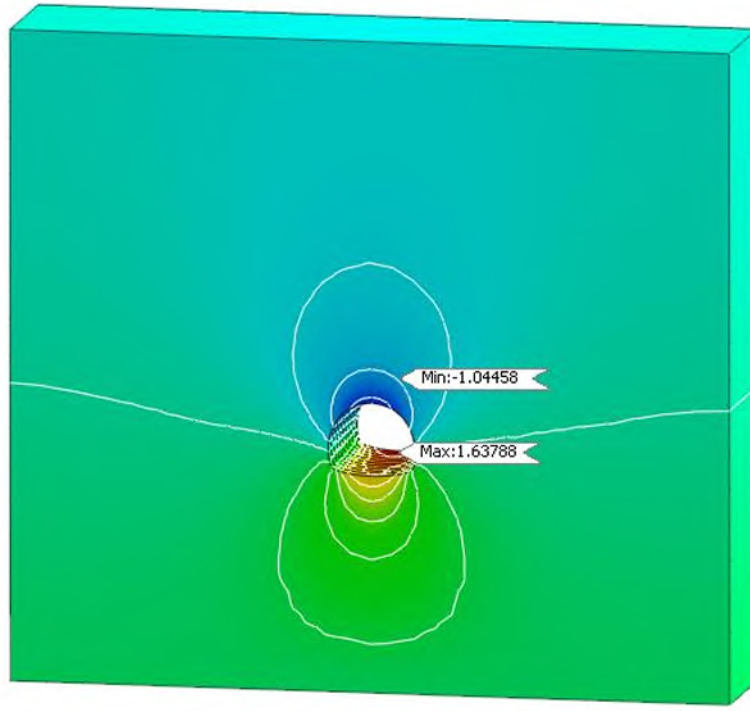
Üç boyutlu modeller iki boyutlu modellere göre gerek modelleme açısından gerekse çözüm süreci açısından oldukça fazladır. Midas GTS NX bilgisayara yazılımı kullanılarak hazırlanan üç boyutlu simetrik modelin modelleme süreci değişken olup yaklaşık olarak iki boyutlu modelin 1,5 katı zaman almaktadır. 2D ve 3D çözümlerin node sayılarının ve analiz sürelerinin değerleri Çizelge 2’de verilmiştir.



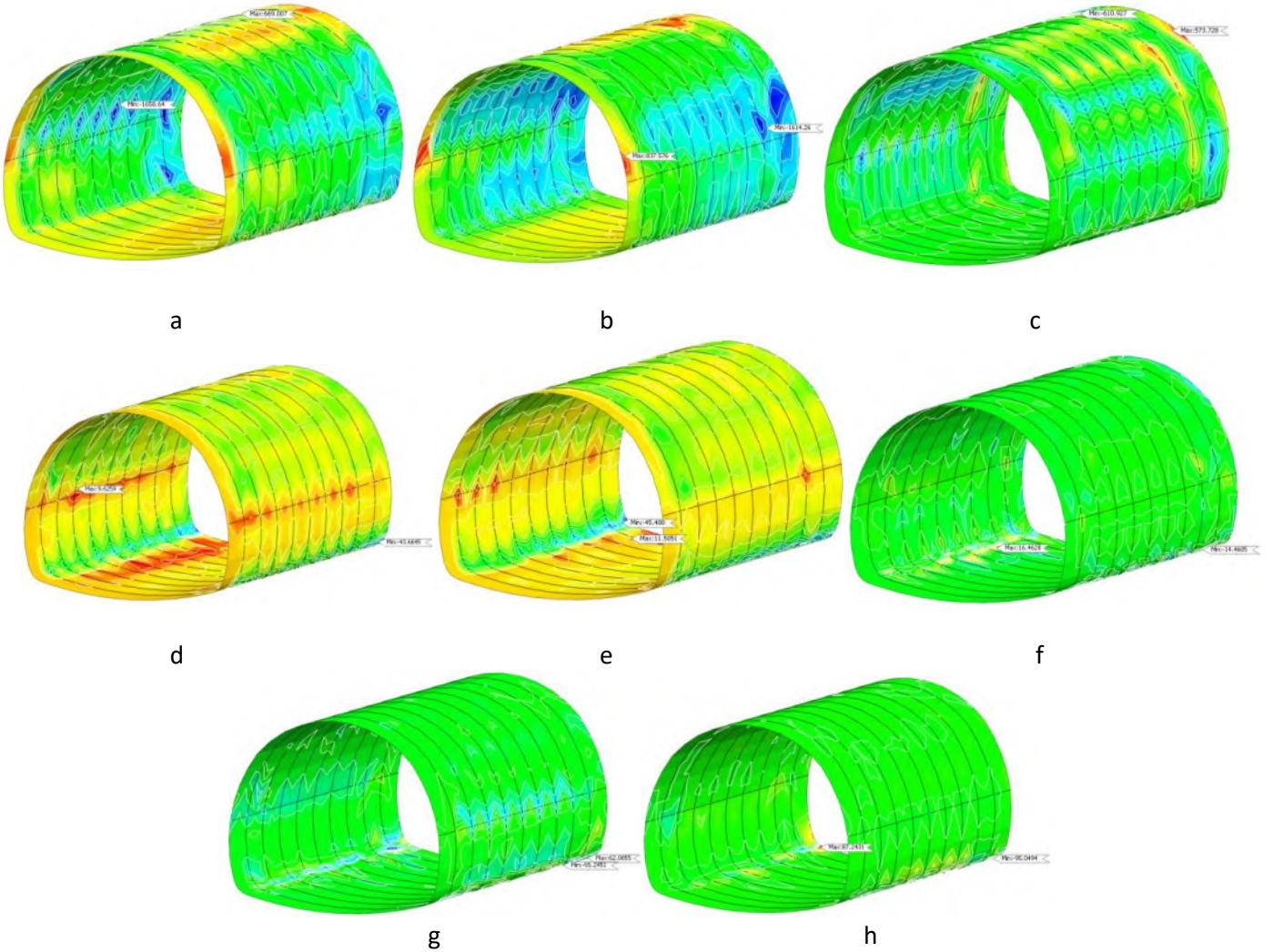
Şekil 11 Midas GTS NX 3D üçgen mesh modeli



Şekil 12 Midas GTS NX 3D hibrit mesh modeli



Şekil 13 Midas GTS NX 3D modeli düşey deplasman sonuçları



Şekil 14 Midas GTS NX 3D analizi kesitteki M-N-T kuvvetleri (a: XX yönü normal kuvveti, b: YY yönü normal kuvveti, c: XY yönü normal kuvveti, d: XX yönü moment kuvveti, e: YY yönü moment kuvveti, f: XY yönü moment kuvveti, g: XY yönü kesme kuvveti, h: XZ yönü kesme kuvveti)

Çizelge 2: 2D ve 3D analiz süreçlerinin karşılaştırılması

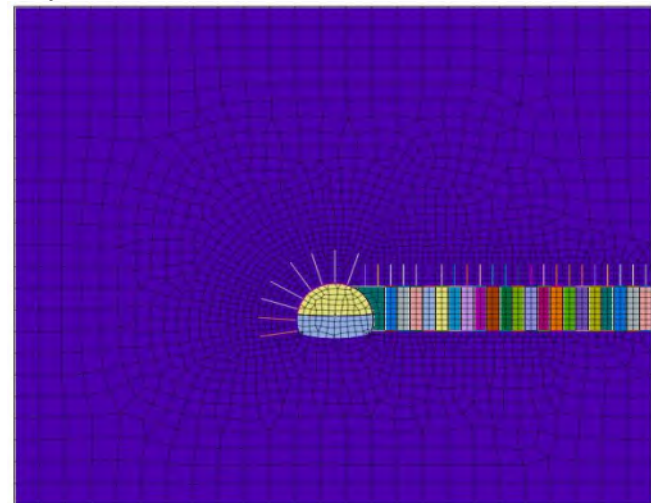
Model	Mesh	Node Sayısı	Element Sayısı	Çözüm Süresi (sn)
2D	Üçgen	1824	1824	28,344
2D	Hibrit	2112	4126	43,859
3D	Üçgen	7192	35478	748,093
3D	Hibrit	9280	13669	884,906

Simetrik sistemde 3D analiz sonuçlarına bakıldığında tünel tavanında olması beklenen en fazla düşey deplasmanın 1,04 cm olduğu Şekil 13’de verilmiştir. Bunlara ek olarak Şekil 14’de M-N-T değerleri incelendiğinde en yüksek normal kuvvetin 1658 kN, momentin 45 kNm ve kesme kuvvetinin 95 kN olduğu görülmektedir. 2D ve 3D modellerden elde edilen destek sistemi yüklerini baktığımızda birbirine yakın olduğu görülmektedir.

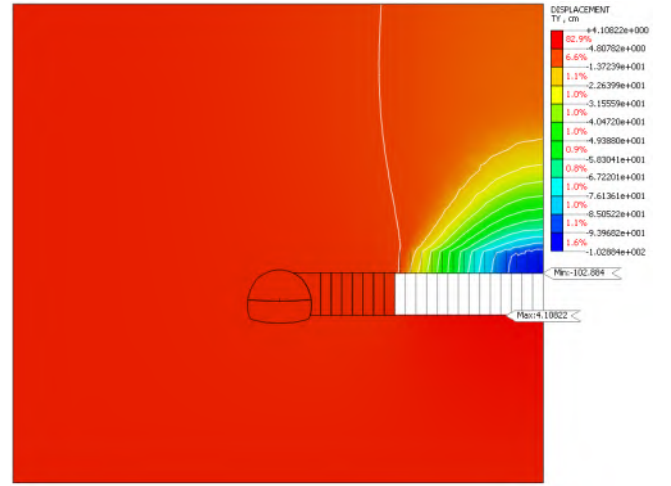
3.4 Simetrik olmayan sistemlerde 2D ve 3D analizlerin arasındaki fark

Simetrik devam eden modellerde iki veya üç boyutlu analizlerin yapılması nispeten önemli farklılıklar oluşturmamaktadır. Fakat simetrik olmayan sistemlerde iki boyutta modelleme yetersiz kalmaktadır. Özellikle tünellerin kesişim bölgelerinde bu sorun ortaya çıkmaktadır.

MIDAS GTS NX 2D-3D yazılımında birbirini dik olarak kesen 10 m yüksekliğindeki ana tünel ve 8 m yüksekliğindeki yaklaşım tüneli modelleri iki boyutlu ve üç boyutlu olarak modellenmiştir. Şekil 15’de görüldüğü gibi 2D modelde yaklaşım tüneli kazısı başladıktan sonra 14. aşamaya kadar çözüm yapılabilmiştir. Analiz yapılabilen son kesimde (Şekil 16) düşey deplasman değeri 1 metreyi bulmuştur. Bu aşamadan sonra yenilme gerçekleştiğinden dolayı programlar çözüme ulaşamamaktadır.

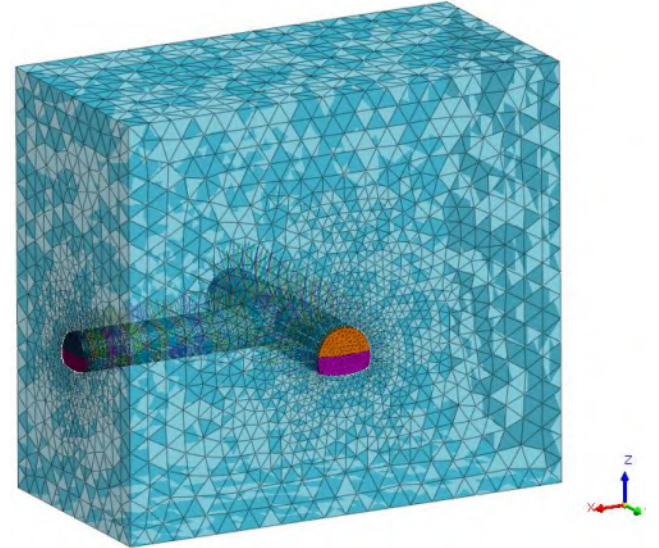


Şekil 15 Midas GTS NX 2D tünel kesişim modeli

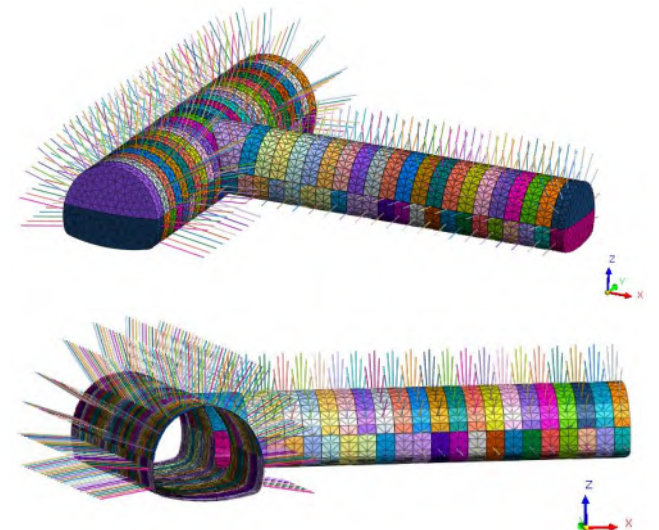


Şekil 16 Midas GTS NX 2D tünel kesişim modeli 14. adım düşey deplasman sonucu

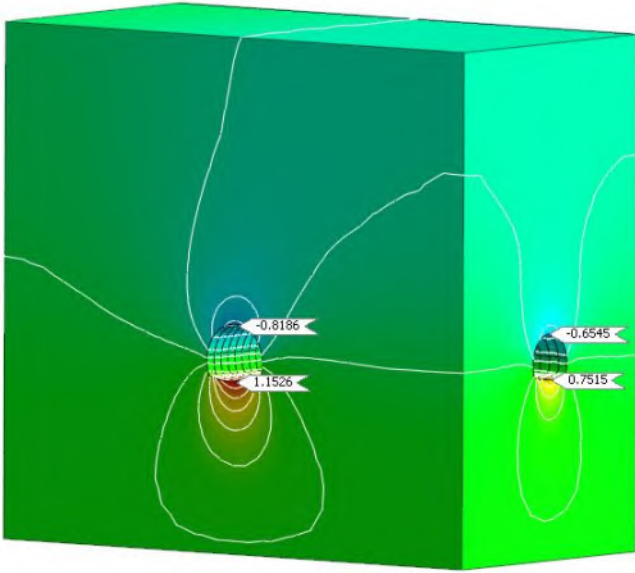
Aynı sistem 3D olarak Şekil 17’de görüldüğü gibi modellenmiş ve çözümü yapılmıştır. 2D modelde yaşanan sorunlar oluşmamakla birlikte gerçekliğe daha yakın bir model oluşturulmuştur.



Şekil 17 Midas GTS NX 3D tünel kesişim modeli

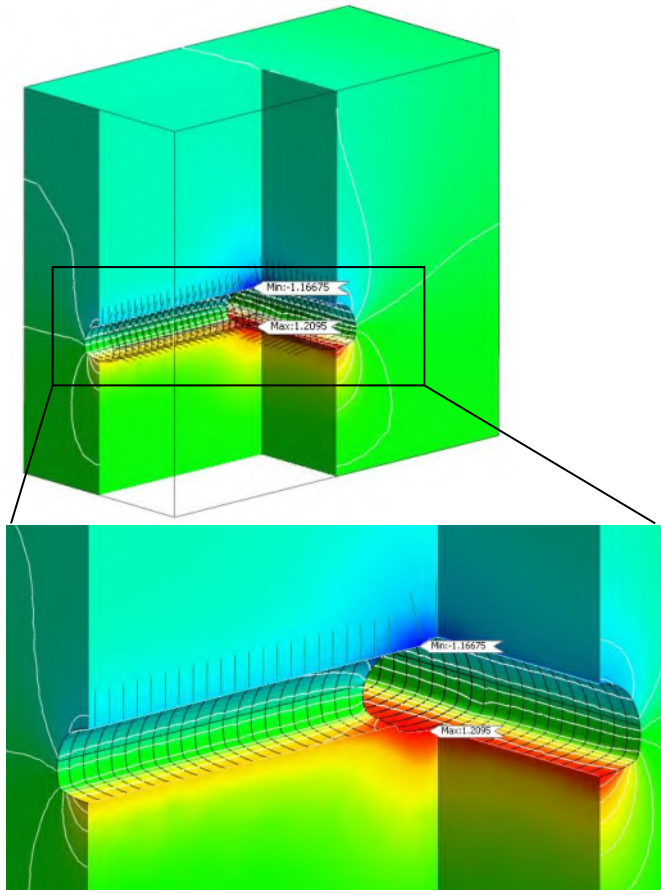


Şekil 18 Midas GTS NX 3D tünel modeli destek sistemi

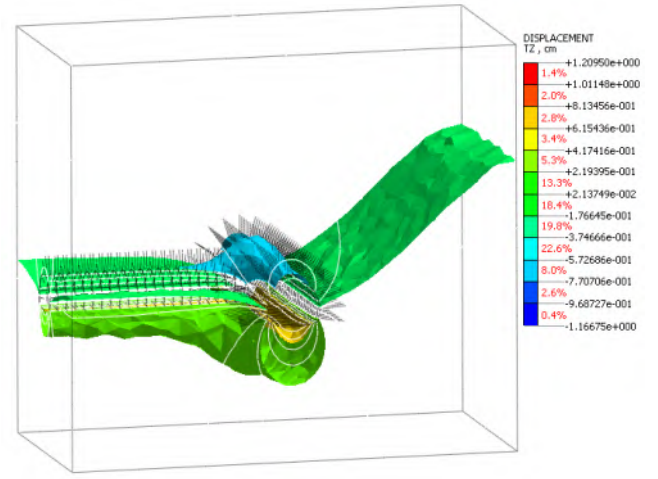


Şekil 19 Midas GTS NX 3D tünel kesimlerindeki düşey deplasman sonuçları

Tünellerin kesişim bölgesinden önceki kesimde düşey deplasmanları Şekil 19'da verilmiştir. Tünel tavanında meydana gelmesi beklenen en fazla düşey deplasmanın ana tünelde 0,82 cm, yaklaşım tünelinde 0,65 cm olması beklenmektedir. En yüksek deplasman değerlerinin kesişim bölgesinde olduğu görülmektedir (Şekil 120). 3D modelleme ile sistemin gerçeğe yakın deplasman değerleri ve kesit kuvvetleri elde edilmiştir.



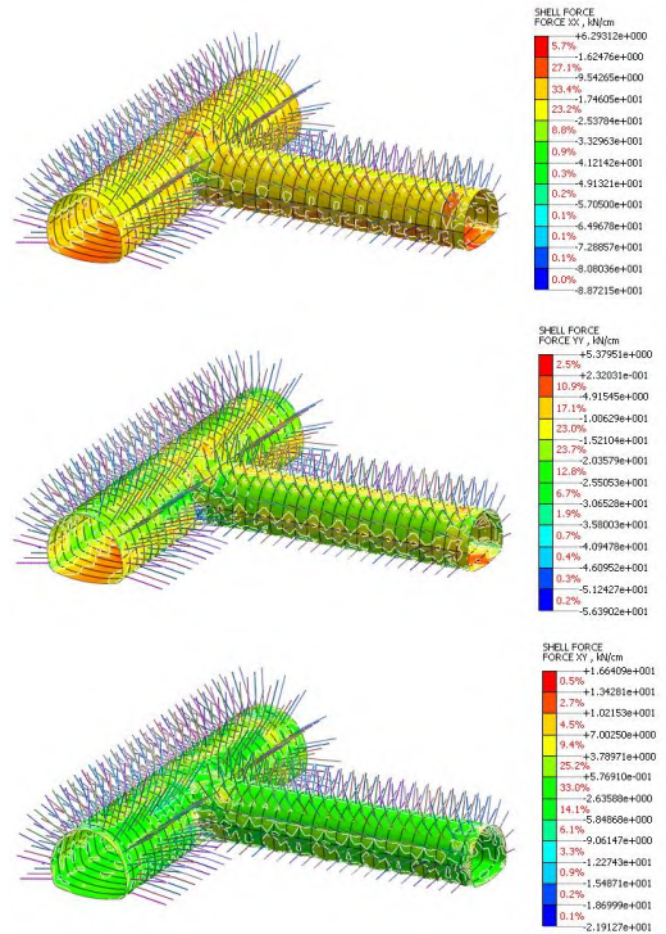
Şekil 20 Midas GTS NX tünel kesişim bölgesi düşey deplasman sonuçları



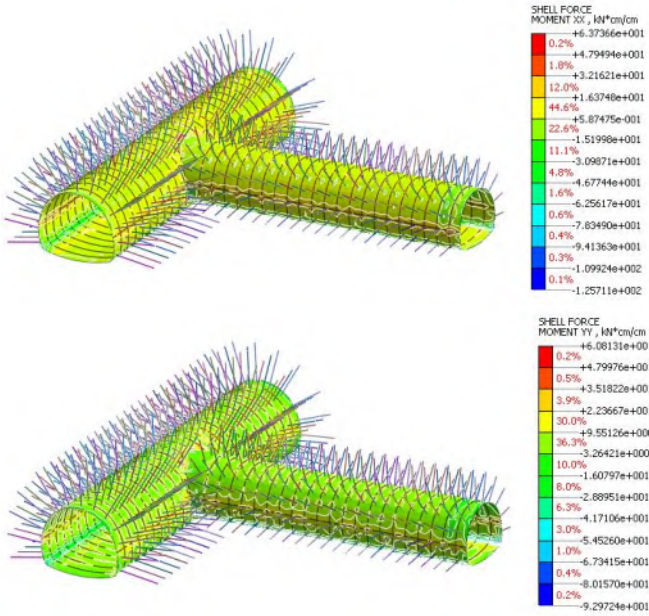
Şekil 21 Midas GTS NX 3D kesişim modeli deplasman yönelimleri

Şekil 21'de deplasmanların yönelimine bakıldığında deplasmanların kesişim bölgesi tarafına kaydığı görülmektedir.

Şekil 22'de tünel destek sisteminde meydana gelmesi beklenen yükler verilmiştir. Bu sonuçlar incelendiğinde kesişim bölgesinde kuvvet etkileri artmaktadır.



Şekil 22 Midas GTS NX 3D kesişim modeli M-N-T sonuçları



Şekil 22 Midas GTS NX 3D kesişim modeli M-N-T sonuçları (Devamı)

4 SONUÇLAR

Aynı tip model ve parametreler üzerinden sonlu elemanlar metodu tabanlı analizler yapan farklı yazılımlar ile 2D ve 3D modeller oluşturulmuştur. Analizi yapılan tüm modellerde düşey deplasman ve M-N-T diyagramları çıkartılmıştır. Farklı yazılımlar ile yapılan 2D analiz sonuçlarında destek yüklerinde ve deplasman değerlerinde önemli bir farklılık olmadığı görülmüştür.

Mesh örgüsünün farklı olduğu analizlerde değerlendirme yapıldığında incelenen mesh sisteminin analiz sonuçlarına etkisinin fazla olmadığı görülmüştür.

2D ve 3D yapılan analizlerde yapının gerçeğe yakınlığının 3D modellerde daha fazla olmasından dolayı sonuçları gerçeğe daha yakın olduğu düşünülmektedir. Simetrik modellerde yapılan analizlerde elde edilen sonuçların 2D ve 3D modellerde yapının durumunu önemsenecek derecede etkilemediği düşünülmektedir. Fakat tünel kesişim bölgeleri gibi simetrik olmayan sistemlerde 2D ve 3D modeller arasında oldukça yüksek bir fark bulunmaktadır. Modellerin oluşturulmasında harcanan zaman ve analiz sonuçları göz önünde bulundurulduğunda simetrik olan modellerde 2D, simetrik olmayan modellerde 3D analizlerin yapılması önerilmektedir.

5 TEŞEKKÜR

Yazarlar, Midas GTS NX 2D-3D ve PLAXIS 2D yazılımlarının kullanım imkânını sağlayan, PROGEO Mühendislik firmasına teşekkür eder.

KAYNAKLAR

- Aksoy C.O., Genis M. (2010). A Review of the Numerical Modeling Procedure in Mining, International Journal of Mining and Mineral Processing, 1/1 33-43.
- Aksoy C.O., Onargan T. (2010). The Role of Umbrella Arch and Face Bolt as Deformation Preventing Support System in Preventing Building Damages, Tunneling and Underground Space Technology, 25, pp. 553-559
- Aksoy C.O., Onargan T., Kucuk K., Genis M., Guney A. (2009). Numerical Modeling for the Umbrella Arch Application at the Shaft and Tunnel Intersection, ISRM-Sponsored International Symposium on Rock Mechanics: "Rock Characterisation, Modelling and Engineering Design Methods" : SINOROCK 2009, 6 p.
- Feng X.T. (2017). Rock Mechanics and Engineering Volume 3: Analysis, Modeling & Design, CRC Press, 916 p.
- Jing, L., Hudson, J.A. (2002). Numerical methods in rock mechanics, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 39, pp.409-427
- MIDAS GTS NX Manual
- PLAXIS 2D Manual
- Rahmania N., Nikbakhtanb B., Ahangarib K. and Apel D. (2012). Comparison of empirical and numerical methods in tunnel stability analysis, International Journal of Mining, Reclamation and Environment, 26 (3), pp. 261-270.
- Vitali, O. P. M., Bobet, A., & Celestino, T. (2017). 3D finite element modelling optimization for deep tunnels with material nonlinearity. *Underground Space*.
- Zhang, X., Lu, M., Wegner, J.L. (2000) A 2-D meshless model for jointed rock structures. Int J Numer Methods Eng;47, pp 1649-61.

Çimento Dolgulu ve Sürtünmeli Kaya Bulonlarının Sonlu Elemanlar Modeli ile Aderans Tahkikinın Yapılması

Adherence Evaluation of Cement Filled and Frictional Rock Bolts by Finite Elements Model

Ü. Güney & İ.C. Engin

Afyon Kocatepe Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Afyonkarahisar

ÖZET: Kaya bulonları tünel ve yeraltı madenlerinde sıklıkla kullanılan tahkimat elemanıdır. Kaya bulonları çalışma mekanizması olarak incelendiğinde üç ana başlık altında toplanmaktadır. Bunlar mekanik, dolgulu ve sürtünme tipi bulonlardır. Mekanik kaya bulonları günümüzde oldukça az kullanılmaktadır. En çok kullanılan bulon tipi tüneller için dolgu ankrajlı, yeraltı maden işletmeleri için ise sürtünme ankrajlı kaya bulonlarıdır. Dolgu ankrajlı kaya bulonlarının çalışma prensibinde iki temel etken söz konusudur. Bu etkenlerden biri çimento dolgusu ile kaya bulonu arasında meydana gelen etkileşimdir. Diğer etken ise çimento dolgusu ile kaya kütlesi arasındaki etkileşimdir. Sürtünme tipi kaya bulonunda ise tek tip etkileşim söz konusudur. Bu etkileşim kaya bulonu ile kaya kütlesi arasında gerçekleşen sürtünme kuvvetidir. Yenilmenin kaya kütlesi ile kaya bulonu arasındaki sürtünme kuvvetinden daha büyük bir kuvvet etkisinde gerçekleşmesi beklenmektedir. Sonlu elemanlar yazılımı Midas GTS NX ile iki tür kaya bulonu farklı büyüklüklerdeki çekme kuvvetleri uygulanarak analiz edilmiştir.

ABSTRACT: Rock bolts are frequently used in tunnel and underground mines. When the rock bolts are examined as the working mechanism, they are collected under three main headings. These are mechanical, filled and friction type bolts. Mechanical rock bolts are rarely used today. Filled anchor for the most commonly used type of tunnel, and rock bolts with friction anchor for underground mine establishments. There are two main factors in the working principle of filled anchored rock bolts. One of these factors is the interaction between the cement filler and the rock bolt. Another factor is the interaction between cement fill and rock mass. In the case of friction type rock bolt, one type of interaction is mentioned. This interaction is the friction force between the rock bolt and the rock mass. It is expected that the rebound will be effected by a force greater than the friction force between the rock mass and the rock bolt. With the endpiece software Midas GTS NX, two types of rock bolts were analyzed by applying tensile forces of different magnitudes.

1 GİRİŞ

Kaya bulonları tüneller ve maden galerilerinin sıkça kullanılan tahkimat elemanıdır. İhtiyaçlar doğrultusunda kaya bulonlarının farklı mekanizmalar ile çalışanları geliştirilmiştir. Çalışma mekanizmaları göz önünde bulundurulduğunda kaya bulonlarını üç ana başlık altında toplanabilir. Bunlar mekanik ankrajlı, dolgu ankrajlı ve sürtünme tipi kaya bulonlarıdır.

Bu çalışma kapsamında iki farklı kaya bulonu incelenmiştir. İlki dolgu ankrajlı kaya bulonudur. SN bulon olarak da adlandırılmaktadır. Genel olarak kullanım alanı tünel gibi yapı önem katsayısı yüksek yerlerdir. Bunun dışında maden ana galerileri gibi uzun süre kullanılması amaçlanan yeraltı açıklıklarında da kullanılmaktadır. Diğer bulon tiplerine göre

oldukça yüksek dayanıma sahip olan dolgu ankrajlı bulonlar yüksek yüklerde tünel duraylılığını sağlayabilmektedir. Sürtünme ankrajlı kaya bulonları uygulama açısından daha pratik ve ekonomiktir. Dolgu tipi kaya bulonlarına göre daha az yükler taşıma kapasitesine sahiptir. Fakat uygulanması ile yük taşımaya başlamaktadır. Bu çalışma kapsamında dolgu tipi kaya bulonu ve sürtünme tipi kaya bulonunun sonlu elemanlar metodu kullanan MIDAS GTS NX ile 3D olarak analizleri yapılmıştır. Analiz sonuçlarında farklı yükler altında deformasyon ve gerilme durumları incelenmiştir.

2 KAYA BULONLARI ÇEŞİTLERİ VE ÇALIŞMA MEKANİZMALARI

2.1 Dolgu Ankrajlı Kaya Bulonunun Çalışma Mekanizması

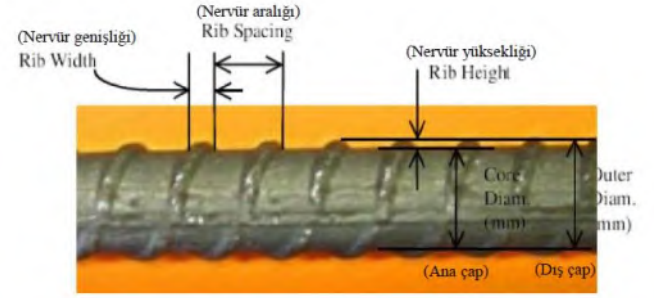
Dolgulu kaya saplaması, herhangi bir mekanik ankraj içermeyen, genellikle nervürlü çelik çubuktan ibaret olan ve kaya kütlesi içerisinde açılan bir deliğe yerleştirilen ve delik boyunca bir dolgu maddesi ile delik çeperine yapışması sağlanan bir sağlamlaştırma elemanıdır (Franklin ve Dusseault, 1989). Dolgu ankrajlı kaya bulonlarında ankraj dolgusu olarak çimento enjeksiyonu veya reçineler kullanılmaktadır. Her iki dolgu türü ile ankre edilen kaya bulonları hem geçici hem de kalıcı amaçla kaya ortamlarında kullanılabilir.

Yerleştirilmelerinden sonra bir öngerilme uygulanmadığı için dolgulu saplamalar kaya kütlesinin bir miktar deformasyona uğraması ve hareket etmesi sonucu çalışmaya başlar. Bu nedenle bu tür saplamalar kaya kütlesini oluşturan kaya malzemelerinin içsel kilitleme özelliği ve kayma direncini kaybetmeden önce kazı yapılmasının hemen ardından yerleştirilmelidir (Franklin ve Dusseault, 1989).

Dolgulu kaya bulonları genellikle, dolgu ve saplama arasında etkin bir sürtünmenin (aderans) sağlanabilmesi açısından nervürlü çelik çubuk kullanılması ile yapılır (Ünver, 1999). Dolgu ankrajlı kaya bulonları tünel çevresindeki gevşemiş bölgenin duraylılığının sağlanmasında, madencilikteki ana nakliyat yolları, kuyu ve desandrelerin tahkimatında yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Uygulamasının basitliği, malzeme teminindeki kolaylık ve göreceli olarak ucuz olması diğer tahkimat elemanlarına göre avantaj sağlamaktadır (Kılıç, 2002).

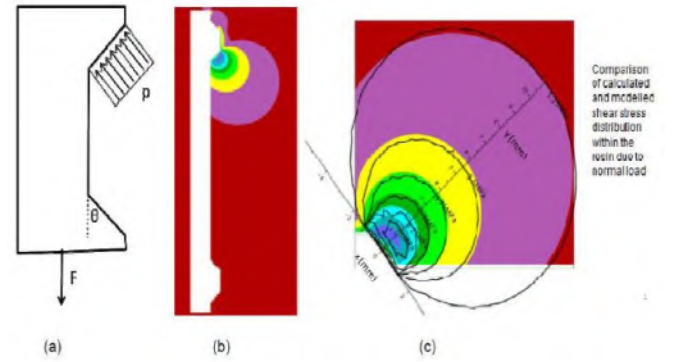
Dolgulu bulonların çalışmasında özellikle, sürtünme ve kilitleme etkileri saplamanın işlevi açısından yapılmaya göre daha önemlidir (Ünver, 1999). Dolgu ankrajlı bir saplamanın etkinliği gevşemiş bölgenin derinliğine kıyasla saplama boyunun uzunluğuna bağlıdır. Ayrıca, dolgulu bir saplamanın normal ve makaslama gerilmeleri dağılımı da saplama boyu ile ilişkilidir (Kılıç, 2002). Dolgu ankrajlı bir bulonun taşıma kapasitesi bulonun kesit şekline, çapına, uzunluğuna ve dolgu dayanımına bağlıdır. Bu nedenle, yüzeyler arasındaki makaslama direncindeki herhangi bir değişiklik bulonun aderans direnci ve bulonun taşıma kapasitesini etkiler (Kılıç, 2002). Şekil 1’de gösterildiği üzere dolgu tipi kaya bulonunun aderansına etki eden faktörler bulon çapı, nervür

genişliği, nervütler arası mesafe ve nervür yüksekliği olarak görülmektedir.

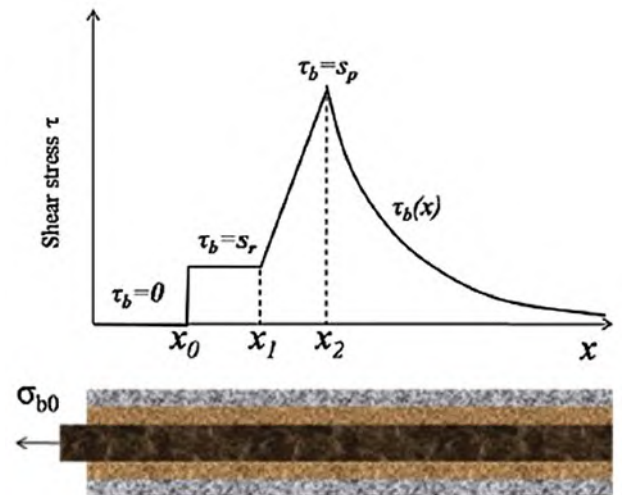


Şekil 1 Dolgulu kaya bulonunun aderansını etkileyen parametreler (Wang vd., 2016)

Cao vd. (2011) tarafından yapılan nümerik model çalışmasında nervür etrafındaki gerilmeler Şekil 2’deki gibi bulunmuştur.



Şekil 2 Dolgulu kaya bulonlarında nervür etrafında oluşan yük dağılımı (Cao vd., 2011)



Şekil 3 Dolgulu kaya bulonlarında kesme kuvveti dağılımı (Wang vd., 2016)

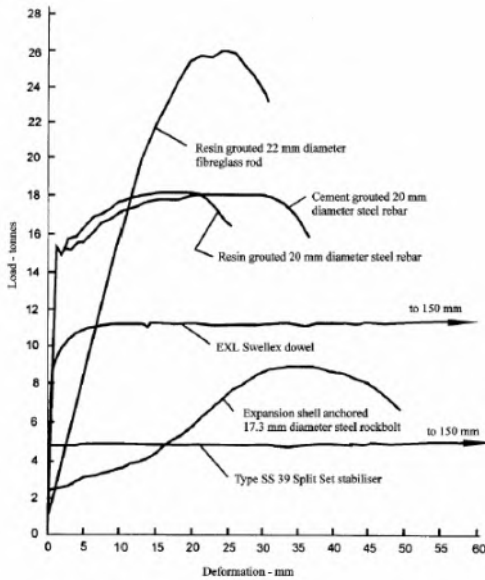
Şekil 3’de dolgu ankrajlı kaya bulonunun çekme yükü altındaki oluşan kesme kuvvetlerinin durumu verilmiştir. Bu kapsamda bulonun ilk kesiminde kesme kuvvetinin oluşmadığı daha sonra pik seviyeye ulaşarak azaldığı görülmektedir.

2.3 Sürtünme Tipi Kaya Bulonlarının Çalışma Mekanizması

Sürtünme ankrajlı bulonlar diğer tiplere göre yeni bir bulon türüdür ve split-set, swellex olarak bilinmektedirler (Doktan, 1986). Sürtünmeli bulonlarda, bulon tarafından delik boyunca ışınsal yönde radyal kuvvet uygulanarak herhangi bir dolgu ya da mekanik sıkılama olmadan doğrudan kaya ile etkileşim sağlanarak yük taşıması söz konusudur (Ünver 1999; Doktan, 1986). Yarık dış yüzeyli ve eliptik kesitli bulonların çalışma ilkesi, bulon ile delik yüzeyi arasındaki sürtünme kuvveti sayesinde bulonun üzerine gelen yüklere karşı reaksiyon göstermesi şeklindedir (Ünver, 1999).

Sürtünme ankrajlı bulonlar, bulon yükünü düşürmeden yüksek oranlarda deformasyona izin verebilmektedirler. Bu esneklik sayesinde yüksek oranlarda deformasyon beklenen yerlerde kullanım imkanları vardır (Ünver, 1999).

Sürtünme ankrajlı bulonlar diğerlerine oranla daha ucuz, basit ve hızlı yerleştirilebilme özelliklerine sahiptirler (Ünver, 1999). Ayrıca dolgu istememelerinden dolayı ek ekipman ve dolgu malzemesi maliyetleri de olmamaktadır. Ancak hem imal edildikleri borunun ince olması hem de nemli kaya koşullarında galvanizli üretilmediklerinde korozyona uğrarlar ve kısa sürede dayanımlarının kaybederler (Ünver, 1999).



Şekil 4 Kaya bulonlarında yük ve deformasyon ilişkisi (Hoek 2000)

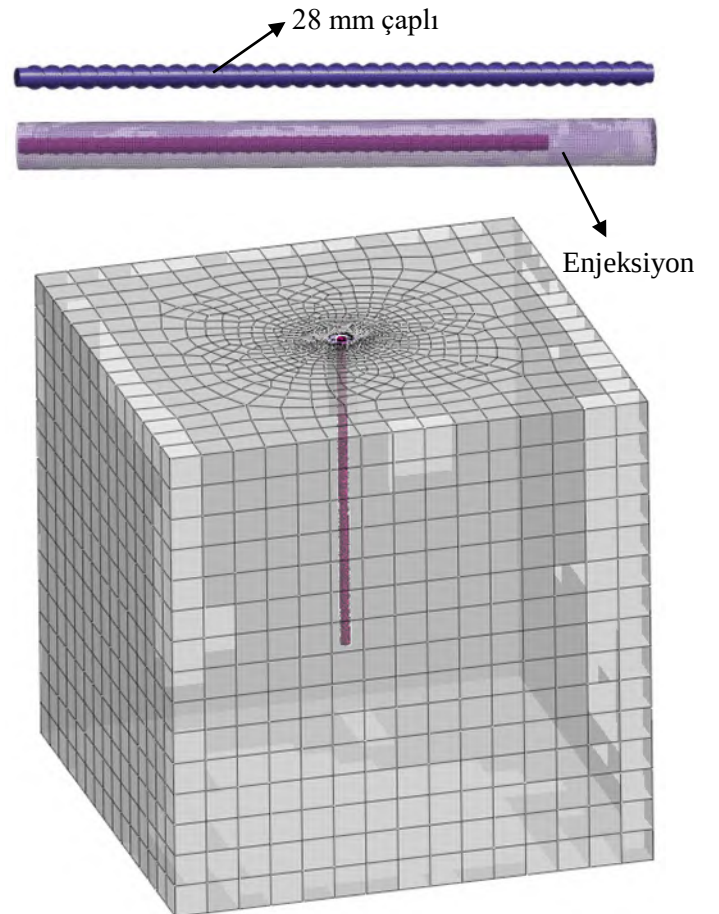
Kaya bulonlarının yük ve deformasyon ilişkisinin genel durumu Hoek tarafında Şekil 4'deki verilmiştir. Dolgu ankrajlı kaya bulonlarına bakıldığında yük taşımalarının fazla olduğu fakat deformasyona fazla izin vermediği görülmektedir.

Sürtünme tipi kaya bulonlarında ise yük taşıması düşük olmasına karşılık deformasyona izin vererek yüksek deformasyonlarda yük taşımaya devam etmektedir.

3 KAYA BULONLARININ SONLU ELEMANLAR METODU İLE ANALİZİ

3.1 Çimento dolgulu kaya bulonlarının sonlu elemanlar modeli

Çimento dolgulu kaya bulonlarının MIDAS GTS NX 3D yazılımı ile modellenmiş ve analizleri yapılmıştır. Bu kapsamda 1 metre boyunda olduğu kabul edilen bulon modeli (Şekil 5) oluşturulmuştur. Bulon çapı 28 mm olarak kabul edilmiş ve standartlarda üretilen nervür özellikleri oluşturulmuştur. Bulon etrafına çimento enjeksiyonu bölgesi tanımlanmıştır. Analizlerde çekme yükü olarak 1, 3 ve 5 ton uygulanmıştır.



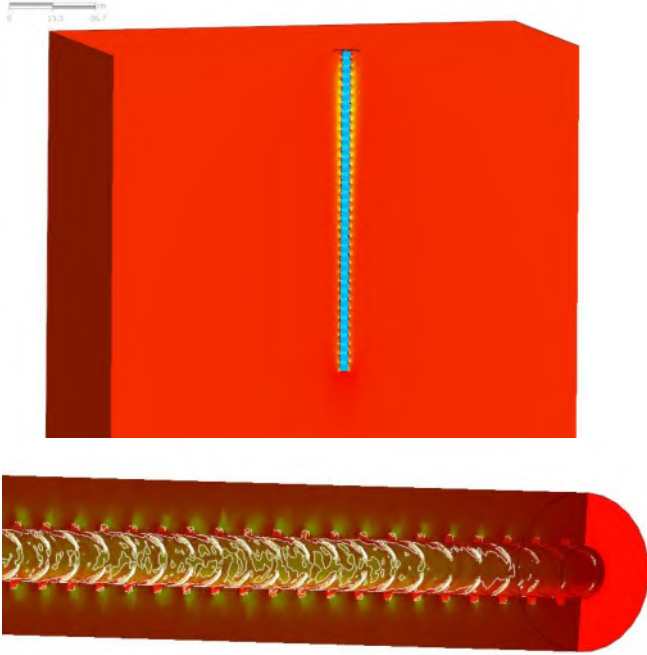
Şekil 5 Dolgu ankrajlı kaya bulonunun MIDAS GTS NX yazılımı ile oluşturulan 3D modeli

Bulon çapı 28 mm olup nervür aralığı 30 mm ve nervür yüksekliği 3 mm olarak tasarlanmıştır. Bulon uygulamasının yapıldığı kaya kütlelerinin parametreler ise Çizelge 1'de verilmiştir.

Çizelge 1 Kaya kütlesi parametreleri

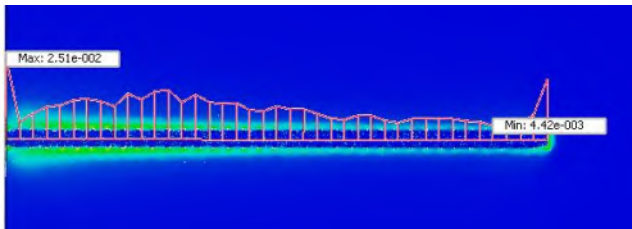
Yenilme Türü	γ (kN/m ³)	C (MPa)	Φ	E (MPa)	ν
Mohr-Coulomb	25,00	200	30	1.000	0,25

Dolgu ankrajlı kaya bulonundan elde edilen gerilme dağılımı Şekil 6'da verilmiştir. Gerilmelerin nervürlerin etrafında yoğunlaştığı görülmektedir. Sonlu elemanlar modelinde aderansın sağlanmasında nervürlerin etkisi oldukça fazla görülmektedir.



Şekil 6 Dolgu ankrajlı kaya bulonunun gerilme durumu

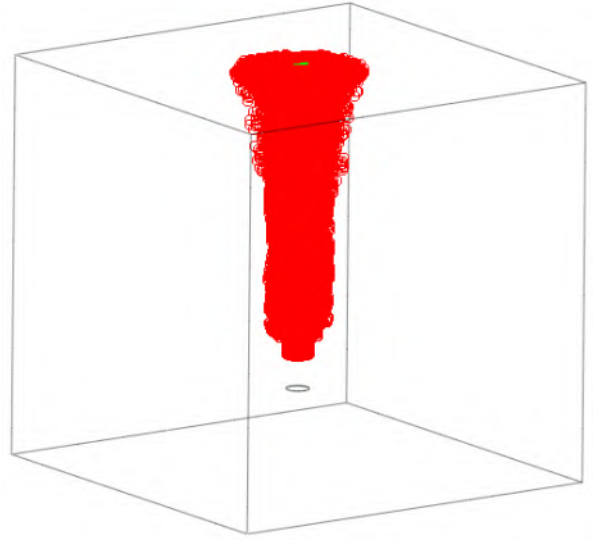
Bulon etrafında oluşan kesme kuvvetleri diyagramı Şekil 7'de verilmiştir. Analizler sonucunda elde edilen diyagram incelendiğinde kesme kuvvetinin bir noktaya kadar arttığı ve daha sonrasında azaldığı görülmektedir.



Şekil 7 Dolgu ankrajlı kaya bulonunun kesme gerilmesi diyagramı

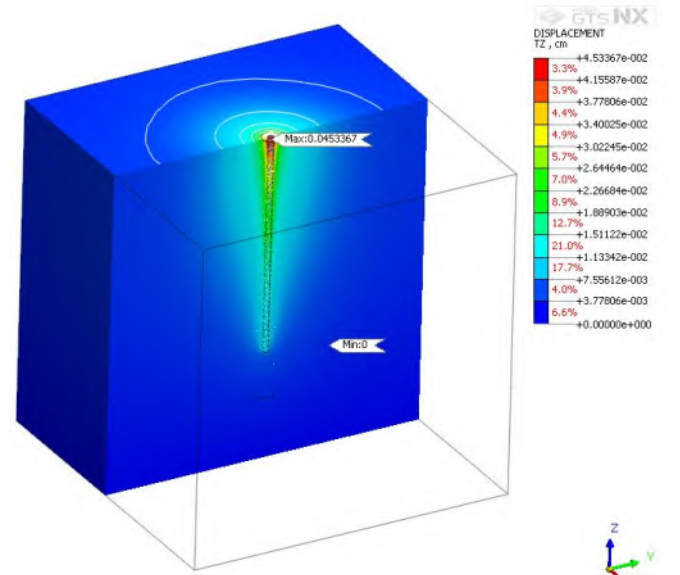
Nümerik modellerde 1 ve 3 ton çekme yüklerinde yenilme olmazken 5 ton yükleme yapıldığında plastik bölge oluşumunun bulon etrafında oldukça fazla olduğu görülmektedir (Şekil 8). Bulonun

kaya ile birlikte yenilmesinin kama şeklinde olması beklenmektedir. Bulonun enjeksiyon ve oradan da kayaya yükü aktarması ilk kesimlerde daha fazla olmasından dolayı böyle bir davranışın doğru olduğu düşünülmektedir.

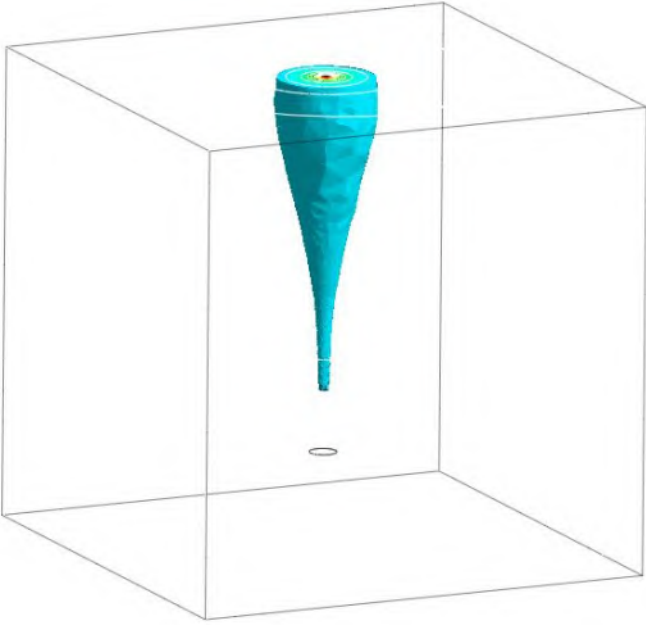


Şekil 8 Dolgu ankrajlı kaya bulonunun etrafındaki plastik bölge oluşumu.

Yenilme yükünde oluşan deformasyon dağılımı Şekil 9 ve Şekil 10'da verildiği gibi kama şeklinde gerçekleşmektedir. Bulon da meydana gelmesi beklenen deformasyon en fazla 0,5 mm olarak elde edilmiştir. Yenilme ve deformasyon ilişkisi incelendiğinde yenilmenin çok düşük deformasyon değerinde olduğu görülmektedir.



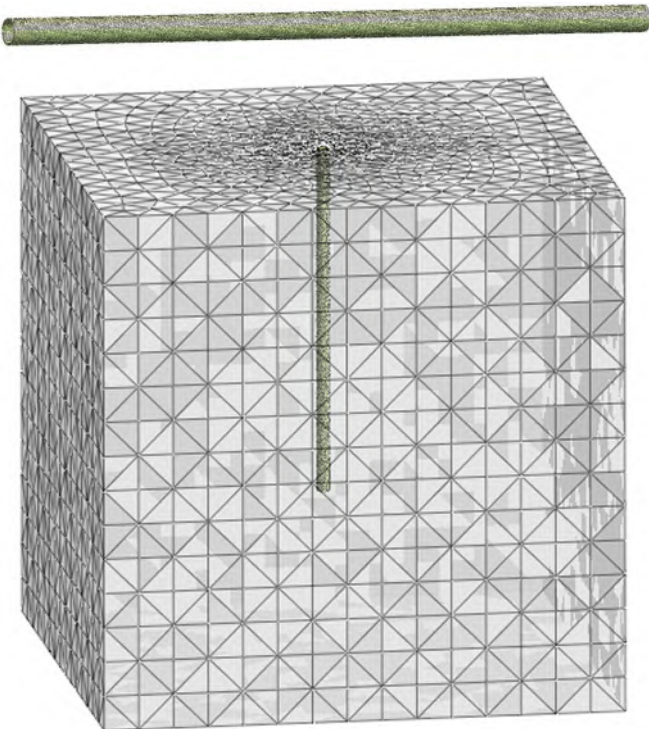
Şekil 9 Dolgu ankrajlı kaya bulonunun yük altında deformasyon davranışı



Şekil 10 Dolgu ankrajlı kaya bulonunun yük altında oluşan deformasyon konisi

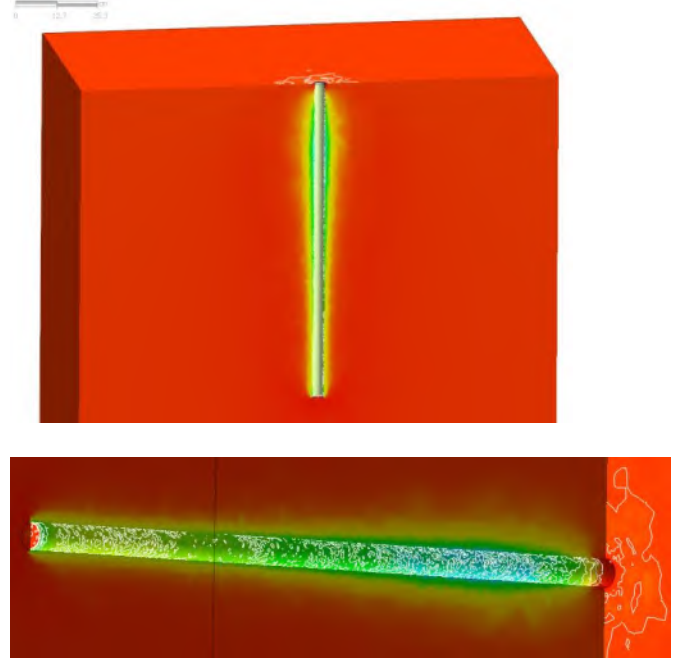
3.2 Sürtünme tipi (Split Set) kaya bulonlarının sonlu elemanlar modeli

Sürtünme ankrajlı kaya bulonlarının MIDAS GTS NX 3D yazılımı ile modellenmiş ve analizleri yapılmıştır. Bu kapsamda 1 metre boyunda olduğu kabul edilen bulon modeli (Şekil 11) oluşturulmuştur. Bulon tipi SS 39 mm olarak kabul edilerek oluşturulmuştur. Analizde çekme yükü olarak 1 ton uygulanmıştır. Kaya kütlesi için kabul edilen parametreler Çizelge 1’de verilmiştir.



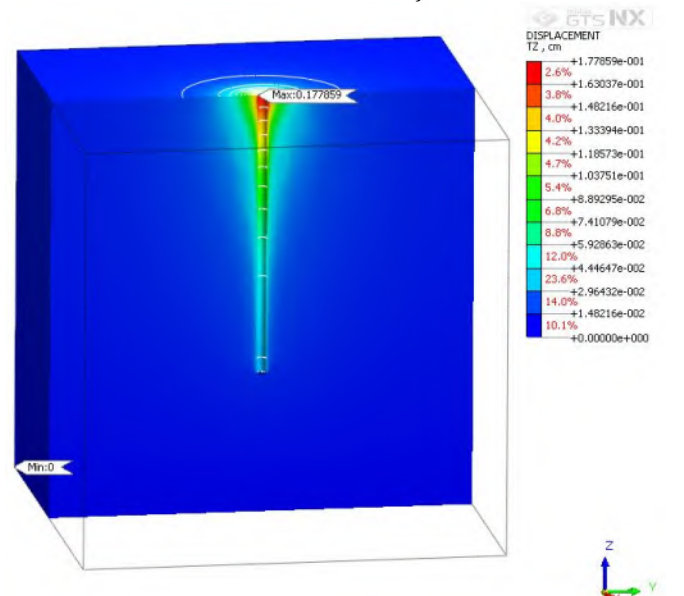
Şekil 11 Sürtünme ankrajlı kaya bulonunun MIDAS GTS NX yazılımı ile oluşturulan 3D modeli

Sürtünme ankrajlı kaya bulonundan elde edilen gerilme dağılımı Şekil 12’de verilmiştir. Gerilmelerin bulon etrafında homojen olarak dağıldığı görülmektedir. Sonlu elemanlar modelinde aderansın sağlanmasında sürtünmenin etkisi görülmektedir. Sürtünme cidarının bir miktar dışına kadar bulonun çap daralmasından dolayı gerilme dağılmaktadır.



Şekil 12 Sürtünme ankrajlı kaya bulonunun gerilme durumu

1 ton yükleme sonucunda oluşan deformasyon dağılımı Şekil 13’te verilmiştir. Üst kısımda kama şeklinde deformasyon olmakla birlikte genel olarak bulon cidarında deformasyon görülmektedir. Bulon da meydana gelmesi beklenen deformasyon en fazla 1,7 mm olarak elde edilmiştir.



Şekil 13 Sürtünme ankrajlı kaya bulonunun MIDAS GTS NX yazılımı

4 SONUÇLAR

Çalışma kapsamında yapılan iki modelde de deformasyon, gerilme dağılımı ve plastik bölge sonuçları incelenmiştir. Dolgu ankrajlı kaya bulonu için 1, 3 ve 5 ton çekme kuvveti uygulanırken sürtünme tipi (Split set SS39) kaya bulonuna 1 ton çekme kuvveti uygulanmıştır. Sürtünme tipi kaya bulonuna kaya ile bulon arasında ara yüzey tanımlanarak analizler yapılmıştır.

Yapılan analizler sonucunda dolgu ankrajlı kaya bulonlarında yükün aktarımının yüksek oranda nervürler ile olduğu görülmüştür. Bu kapsamda nervür derinliğinin fazla olması o denli aderansı arttıracak ve sıyrılma yükü artacaktır. Fakat bulon etrafında bulunan enjeksiyon ve kayacın yükü taşıması gerekmektedir. Bu doğrultuda yenilmenin enjeksiyondan ve/veya kayaçtan dolayı olması beklenmektedir. Yüksek oranlarda yük taşımaya rağmen dolgu ankrajlı kaya bulonları deformasyona oldukça az izin vermektedir. Yenilme gerçekleşen dolgu ankrajlı bulonun uç kısmında kama şeklinde bir bölge oluşacaktır.

Sürtünme ankrajlı kaya bulonları delik cidarına temas ederek sürtünme kuvveti almaktadır ve kayaca aktardığı yük bununla ibarettir. Dolgu ankrajlı kaya bulonu ile kıyaslandığında %80 oranında daha az bir yüke maruz kalmasına rağmen deformasyonu 3 katından daha fazladır. Yük taşıması nispeten düşük olan sürtünme tipi kaya bulonu deformasyona göreceli olarak daha fazla izin vermektedir.

Kaya bulonları uygulamalarda yapılan deneyler sayesinde davranışları incelenebilmektedir. Bu yöntemin doğruluk derecesi fazla olmaktadır. Fakat yazılım çözümlerine göre yapılma zamanı ve ekonomisi göreceli olarak daha fazladır. Yapmış olduğumuz çalışma kaya bulonlarının yazılımlar ile yapılacak analizlerinin gerçeğe daha yakın modellenmesi konusunda katkı sağlamaktadır.

5 TEŞEKKÜRLER

Yazarlar, Midas GTS NX 3D yazılımının kullanım imkânını sağlayan, PROGEO Mühendislik firmasına teşekkürlerini sunar.

KAYNAKLAR

C. Cao, J. Nemcik and N. Aziz, Improvement of Rock Bolt Profiles using Analytical and Numerical Methods, 11th Underground Coal Operators' Conference, University of Wollongong & the Australasian Institute of Mining and Metallurgy, 2011, 141-147.

Doktan, M. (1986) ELİ Soma Bölgesi Yeraltı Ocaklarında Tavan Saplamlarının Uygulanabilirliği, Türkiye 5. Kömür Kongresi, Zonguldak.

Franklin, J.A., & Dusseault, M.B. (1989). Rock Engineering, McGraw Hill, New York.

Hoek, E., Kaiser, P.K., & Bawden, W.F. (2000). Support of underground excavations in hard rock. CRC Press.

Kılıç, A., & Çelik, A.G. (2002). Çimento Dolgulu Kaya Bulonlarında Dolgu ve Saplama Özelliklerinin Saplama Dayanımına Etkisi, Bilimsel Madencilik Dergisi, 41(3), 18-26.

Ünver, B. (1999). Yeraltı Kömür Ocaklarında Tahkimat Elemanı Olarak Kaya Bulonlarının Kullanımı ve Performans İzleme Yöntemleri, Bilimsel Madencilik Dergisi, 38(4), 3-20.

Wang, S., Hagan, P. C., & Cao, C. (2016). Advances in Rock-support and Geotechnical Engineering, Butterworth-Heinemann.

Support Performances of Elastomer Thin Spray-on Liners (TSLs) against the Rock Burst: A Case Study

E. Komurlu

Department of Civil Engineering, Giresun University, Giresun, Turkey

ABSTRACT: Blasting operations were carried out to investigate the support performance of an elastomer type Thin Spray-on Liner (TSL) material against dynamic loading applied to simulate the rock burst effect. The TSL failure mechanism was found to change with variations in the liner thickness. Two different TSL thicknesses of 3 mm and 6 mm were used within this study. The thin liner failed without having tearing at the bolt plate part. On the other hand, it was determined that TSL to rock adhesion interface is able to be totally pulled away in case of having an enough high liner thickness and the plate part become the potential location for start of the failure. Therefore, bolt plates were found to have a critical role for the support performance of TSLs. Some points to improve the plate part resistivity are discussed in this proceeding.

1. INTRODUCTION

Underground instability problems can be classified into two main groups of structural and stress controlled instabilities. In structural instabilities, discontinuities in the rock masses and their frictional load bearing capacity are determinative for the rock mass strength. In situ stresses are generally not high and the failure around underground openings mostly starts due to the gravitational forces of loosening rock mass volume which is potential to collapse. The structural instabilities happen as a result of reaching load bearing capacities of discontinuities, without failure in rock materials. On the other hand, failing in rock materials are widely seen in stress controlled instabilities resulting from high level of induced stresses around underground openings (Aydan and Genis, 2010; He et al., 2016; Potvin et al., 2010; Li, 2017). In some cases, hybrid failure mechanisms including both structural and stress controlled instabilities can be induced in rock masses.

This study aims to focus on the stress controlled instability problems. There are several types of stress controlled instability mechanisms depending on the rock mass strength and deformability properties. Rock squeezing and rock bursting are two remarkable stress induced failure types. The rock squeezing problem is resulted from soft material property with low strength and deformation modulus values (Hoek et al., 2008; Hoek, 2001; Komurlu and Kesimal, 2012). On the other hand, rock bursting is seen in high strength and brittle rock masses. Rock burst failures can be ranked as minor burst, moderate burst and major burst (Kaiser and Ming, 2012). In rock masses with the rock burst problem, yielding ductile supports are needed to

design considering dynamic load bearing capacity since an amount of kinetic energy is realized as a result of particle throwing. In severe (major) rock bursts, big volumes of rock masses with depths over one and half meters tend to collapse, whereas small pieces are thrown in surface (minor) bursts. In addition to the retaining of unstable volume of rock masses, the velocity of the thrown pieces have a significant importance for the energy needed to be absorbed by the support. In general, conventional shotcrete liners are not sufficient to be used against the rock bursting because of their brittle material property causing low energy absorption capacity. To combat rock bursting and increase the dynamic (impact) load bearing capacity, polymeric support materials with high ductility have been studied and used since 1990s (Li et al., 2014; Komurlu, 2016; Archibald and Dirige, 2006).

It is well-known from previous researches on the use of polymeric liner supports that good amount of energy absorption capacity can be supplied by the high deformability property. As an example, polyurea type thin spray-on liner (TSL) material tested in this study was found to elastically deform having a strain level over 20% and much higher energy absorption than those of typical shotcrete liner designs (Komurlu and Kesimal, 2017). In Figs. 1 and 2, a 60 cm x 60 cm TSL slab specimen that loaded up to 12 times higher vertical deflection displacement than its thickness is seen to return its initial shape by having a good elasticity. The pure Polyurea TSL material typically reaches 25 MPa tensile strength, whereas it is generally not higher than 5 MPa for ordinary shotcretes (Komurlu and Kesimal, 2015; Komurlu and Kesimal, 2017; Aksoy and Komurlu, 2017).

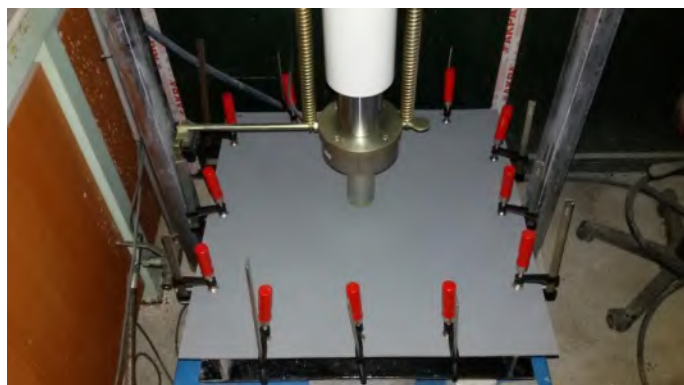


Figure 1. Slab load test of the Polyurea TSL (Komurlu and Kesimal, 2017)



Figure 2. An elastically deformed TSL slab that had 80 mm deflection (Komurlu and Kesimal, 2017)

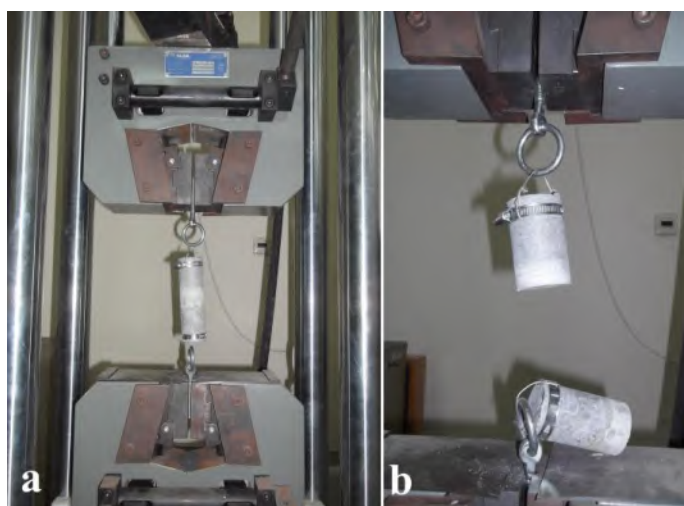


Figure 3. a) Adhesion test, b) failed specimen (Komurlu and Kesimal, 2017)

In this site study, an underground blasting operation was carried out to make a major rock burst effect on the polyurea type TSL support. Polyurea is a type of elastomer, which is an isocyanate based material and polymerizes owing to the chemical reaction between two liquid components.

Observations and support performance results of the polyurea type TSL material against the blast induced dynamic loading are summarized in this proceeding.

2. MATERIALS AND METHODS

A pilot polyurea liner study was performed in galleries of Akarsen copper mine, an underground mine in North-eastern region of Turkey. Polyurea type TSLs with different thicknesses of 3 mm and 6 mm were applied to investigate whether its use can absorb good amount of kinetic energy and reduce the problems of the rock burst. A professional polyurea spraying machine was used to coat TSL on two faces in the mine (Figure 5). In addition to spraying TSL, split set type friction bolts were inserted to test their reaction with TSL. The split set type rock bolts with the length of 2.4 meters and the nominal diameter of 39 mm were inserted into the holes drilled with the 35 mm bits.

Drill and rock bolt support insertion design can be seen in Figure 4. Two reamed holes were drilled and totally fifteen holes around the reamed holes were drilled to be filled with explosive material in both tests. Parallel cut holes with the length of one and half meters were drilled in about 5 m² on face to excavate nearly 7.5 m³ rock mass. To simulate a strong rock bursting, 15 kg explosive per face and 2 kg/m³ specific charge were used in blasting operations. The face material was a medium/low strength chalcopryrite ore which are previously tested within another study on applicability of TSL in the mine. Both 3 mm and 6 mm TSLs were applied on the same chalcopryrite ore formation. Some strength values from previous studies are given in Table 1 for both rock and TSL properties.

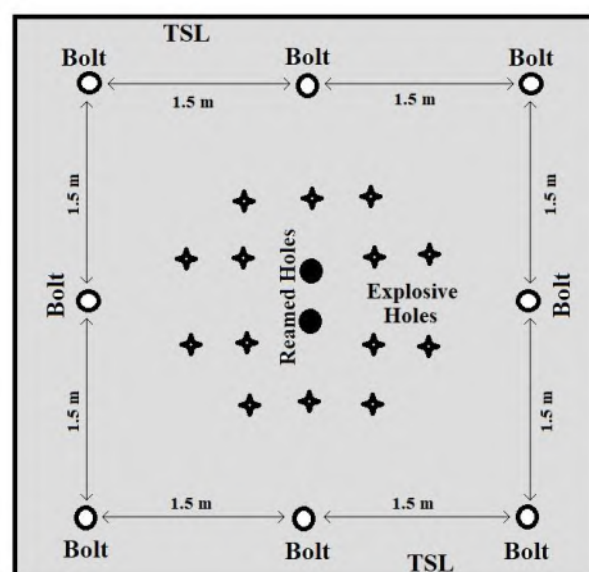


Figure 4. TSL, Bolt and blasting drills design

Table 1. Strengths of face rock and TSL, (-: unknown, UTS: Uniaxial tensile strength, UCS: Uniaxial compressive strength) (Komurlu and Kesimal, 2017)

Material	UCS (MPa)	UTS (MPa)
Rock (Chalcopyrite ore)	9.1	-
TSL (Polyurea)	-	20.0



Figure 5. TSL spraying on face

3 RESULTS

3.1. Results for TSL with the thickness of 6 mm

In consequence of the blasting operation, failure of the liner with the thickness of 6 mm was seen to start from the bolt plate contact parts. Some pictures of the blasted face with 6 mm TSL coating are seen in Figures 6 and 7. As seen in Figure 7, blasted rock volume slid down in contact with the teared (failed) TSL and accumulated in front of the face, instead of throwing away. A good amount of

fragmented particles was remained on the teared TSL. In case of blasting that kind of low strength rock mass with the same specific charge making fine fragmentation, it is common to see spread of finely fragmented particles. This blasting simulates a major rock burst. It was inferred that the ductile polyurea type TSL can absorb good amount of energy even if it fails. As another evidence of high energy absorption capacity of the polyurea material, some of the plates were seen to be highly bended after the blasting operation. It should be noted that the 6 mm TSL on the area between the bolt plates were totally separated from the rock surface.



Figure 6. The face after blasting



Figure 7. Rock accumulated in front of the face

To control the adhesion between TSL and rock surface, an adhesion specimen were taken on the TSL using a mobile core cutter at a point far from the blasting volume, before the blasting operation (Figure 8). As seen in Figure 9, TSL could be hardly split by hand using plier tool.



Figure 8. TSL sample coring on face



Figure 9. a) Core sampling on the TSL applied face, b) cored TSL

3.2. Result for the TSL with the thickness of 3 mm

Contrary to the 6 mm TSL, there was no failure at the bolt plate contact part of the TSL with the thickness of 3 mm. The load bearing capacity of the thin liner body with the thickness of 3 mm was assessed to be not enough to totally overcome adhesion between TSL and the rock face and hence cause no TSL failure at the bolt plate part. As seen in Fig. 10, TSL body with the low thickness of 3 mm was failed without a big reaction from the plates, since the low TSL body resistivity against the dynamic load.



Figure 10. Failure of the TSL with 3 mm thickness



Figure 11. Failure of the TSL with 3 mm thickness (No failure at bolt plate parts)

4 DISCUSSIONS AND CONCLUSION

Because thick TSL bodies are stronger than the adhesion surface, rock bolt plates were found to have a critical role on prevention of the rock burst damages. It can be inferred that the thick TSL support without bolting has only a load bearing capacity limited by the adhesion performance. In this circumstances, insufficiency of the TSL material adhesion to rock surfaces should be focussed on for improving TSL load bearing capacities and

decreasing stress concentrations at the bolt plates. Although the polyurea type TSL material has generally good adhesive strength values in case of contacting to rock materials, it is known to drastically decrease when rock surfaces are dusty. Some direct tension tests were carried out to evaluate adhesion of the polyurea type TSL to various rock specimens from the mine of this site study (Akarsen copper mine) by the author (Figure 3). It was determined that the TSL material used in this study typically has more than 3 MPa values of adhesion to various rocks from the mine (Komurlu and Kesimal, 2017). To have a good adhesion to the rock surfaces, TSL materials should be applied on clean surfaces as in the laboratory conditions, which are the ideal condition and not found in the blasted faces in mining operations. The face TSL was applied on was not cleaned after blasting. This situation is an important reason for having high stress concentration and tearing TSL at the plate parts (Dirige and Archibald, 2009; Ozturk, 2011; Ozturk, 2012)

As another factor that make increasing adhesive stresses at the rock and TSL interface, deformability and low stiffness of the TSLs should be considered (Stacey and Yu, 2004; Komurlu et al. 2016). It is known from previous analyses by the author that an increase in the modulus of elasticity value make decreasing in adhesive stresses at the rock and liner contact (Komurlu and Demir, 2017). Although

brittleness of the shotcrete liners make them ineffective in use to combat the rock burst, shotcrete liners have an advantage because of having lower adhesive stresses induced by the loads on them, in comparison with those of TSL materials with relatively low modulus of elasticity values compared to those of the shotcrete materials. As mentioned above, elastomer type TSLs like polyurea material has significant disadvantages that cause a need for proper and effective rock bolt reaction under the rock burst, despite their good ductility supplying good amount of impact energy absorption capacity.

As a suggestion to decrease the stress concentration at the plate contact part, circular shape rock bolt plates can be used with TSLs instead of square shape plates (Ying-ming, 2009; Kang et al. 2015; Luo, 1999). Some other applications for decreasing stresses at the plate contact locations is an open topic for improving TSL support performance. For instance, use of soft material coating on plates to decrease plate surface hardness and stress concentration in the liner support or use of plastic pads between bolt plates and liner support are believed to be able to contribute much for the necessity to assess whether the plate performance against the rock burst is bettered preventing the TSL tearing. As a conclusion, advantages and disadvantages of the use polyurea type TSL against the rock burst are summarized in Table 2.

Table 2. Some remarkable advantages and disadvantages of the use of elastomer TSLs against rock burst

Advantages	Disadvantages
Having good ductility	Highly worsening performance of adhesion to rocks in case of having dusty surfaces.
Having high elastic deformation limits	Having low support stiffness that makes low support pressures for a unit deformation
Having high tensile strength values of 20 MPa - 30 MPa (for pure polyurea)	High adhesive stresses induced due to the highly deformable material property
Having short curing time of several minutes to early start carrying load	Tearing by the bolt plate risk makes weakness of the support

REFERENCES

- Aksoy, C.O., Komurlu, E., 2017. Tahkimat (Chapter title in English: Support), In Book: "Temel Madencilik Bilgileri" (In Turkish), Mayeb Press Company, Ankara, pp. 69-137, ISBN: 978-605-64724-1-1
- Archibald, J.F., Dirige, P.A., 2006. Thin spray-on lining applications for rockburst, blast and fire damage mitigation. Proc. of the 41st U.S. Symposium on Rock Mechanics (USRMS), Golden, Colorado: 06-1005
- Aydan, O., Genis, M., 2010. Rockburst phenomena in underground openings and evaluation of its counter measures, Turkish Journal of Rock Mechanics, 17, 1-62.
- Dirige, A.P.E., Archibald J.F., 2009. Numerical modeling simulations of spray-on liners support potential in highly stressed and rockburst prone rock conditions. Proceedings of the 3rd CANUS Rock Mechanics Symposium, Toronto, Paper no: 4163

- He, B.G., Zelig, R., Hatzor, Y.H., Feng, X.T., 2016. Rockburst Generation in Discontinuous Rock Masses. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, DOI 10.1007/s00603-015-0906-8
- Hoek, E., 2001. Big Tunnels in Bad Rock. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(9), 726-740.
- Hoek, E., Carranza-Torres, C., Diederichs, M., Corkum, B., 2008. Integration of geotechnical and structural design in tunnelling, Keynote lecture, 56th Annual Geotechnical Engineering Conference, Minneapolis, USA, 1-38.
- Kaiser, P.K., Cai, M., 2012. Design of rock support system under rockburst condition. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 4(3), 215–227
- Kang, H., Yang, J., Meng, X., 2015, Tests and analysis of mechanical behaviours of rock bolt components for china's coal mine roadways. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 7, 14-26.
- Komurlu, E., Kesimal, A., 2012. Using sprayed polymer as tunnel support. *Proc. 7th Asian Rock Mechanics Symposium*, Seoul, pp. 1486–1499
- Komurlu, E., Kesimal, A., 2015. Improved Performance of Rock Bolts using Sprayed Polyurea Coating. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 48, 2179-2182.
- Komurlu, E., 2016. Usability of Various Engineering Polymers as Rock Bolt Materials, PhD Thesis, Karadeniz Technical University, Trabzon, Turkey, 2016
- Komurlu, E., Kesimal, A., 2017, Usability of Thin Spray-on Liners (TSL) for Akarsen Underground Mine in Murgul. 25th International Congress and Exhibition of Tukey (IMCET 2017), Antalya, Turkey, pp. 89-104
- Komurlu, E., Demir, A.D., 2017. A Numerical Modelling Study on Performance of Thin Spray-on (TSL) Liners. 25th International Congress and Exhibition of Tukey (IMCET 2017), Antalya, Turkey, pp. 105-112
- Li, C.C., 2017. Principles of Rock Bolt Design. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 9, 396-414.
- Li C.C., Stjern G., Myrvang A., 2014. A review on the performance of conventional and energy-absorbing rockbolts. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 6, 315–327.
- Luo, J., 1999. A new rock bolt design criterion and knowledge-based expert system for stratified roof. PhD Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- Ozturk, H., 2011. Thin spray-on liners and factors affecting their adhesive bond, *The Journal of the Chamber of Mining Engineers of Turkey*, 50(4), 21-28.
- Ozturk, H. 2012. Work of Adhesion of Thin Spray-On Liners. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 45,1095–1102.
- Potvin, Y., Wesseloo, J., Heal, D., 2010. An interpretation of ground support capacity submitted to dynamic loading. *Deep Mining 2010*, M. Van Sint Jan and Y. Potvin (eds.), *Deep Mining 2010*, Santiago, Chile, 251-272.
- Stacey, T.R., Yu, X., 2004. Investigations into mechanisms of rock support provided by sprayed liners. 5th Int. Symp. on Ground Support. E. Villaescusa & Y. Potvin, Eds., Australia, AA Balkema, 209
- Ying-ming, L., Nian-jie, M., Ke, Y; Jian-jun, S., 2009. Research on FRP bolt-end failure mechanism. *Mining Science and Technology*, 19, 522–525.

Uzunayak Madenciliğinde Tavan Göçük Risklerinin Değerlendirilmesi

M. E. Yetkin, T. Mallı & M. K. Özfirat

Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, İzmir.

ÖZET: Artan kömür ihtiyacının karşılanabilmesi için günümüzde mekanizasyona geçiş zorunlu hale gelmiştir. Kömür madenciliğinde oluşturulan pano boyları ve ayak uzunlukları artmış bu artışa paralel olarak yeraltındaki tehlike kaynakları da artmıştır. Yapılan bu çalışmada örnek model olarak hazırlanan bir uzunayak panosunda ayak içindeki olası tavan göçük risk kaynakları belirlenerek bu risklerin değerlendirilmesi Hata Türü Etki Analizi (HTEA) yöntemiyle yapılmıştır.

Böylece, risk kaynakları detaylı analiz edilip gerekli planlama ve tasarım parametrelerine uygun mühendislik çözümleri geliştirilerek tehlike kaynakları ortadan kaldırılabilir. Kömür madenciliğinde ayak içi iş güvenliği iyileştirilebilir ve verimli üretime olanak sağlanmış olur.

ABSTRACT: Today, the transition to mechanization has become compulsory in order to meet the increased coal demand. The panel length and face length have increased and parallel to this increase, sources of danger have increased in underground. In this study, roof fall risk sources that may be occurred in face are determined in modelled longwall panel and evaluated using fault type effect analysis method.

Thus, the sources dangers can be removed developing engineering solutions according to the required planning and design parameters. Work safety in face can be improved in coal mining and efficient production is become possible.

1 GİRİŞ

Ülkemizde artan kömür talebine paralel olarak yeraltı kömür üretiminin artırılması beraberinde bazı zorlukları da getirmektedir. Verimli ve iş güvenliği açısından uygun uzunayakların planlanıp uygulanması önemli hale gelmektedir. Ayak içerisinde güvenli üretimin sağlanmasında en önemli parametre tavan kontrolünün sağlanmasıdır. Tavan tabakaları, yeraltı kömür madencilerinin karşılaştığı en büyük tehlikelerden biri olmaya devam etmektedir. Bu tavan taşı, kavlak düşmeleri madencileri tehdit edebilir, ekipmanlara zarar verebilir, havalandırmayı bozabilir ve kritik acil durum kaçış yollarını engelleyebilir (Mark ve Zelanko, 2005). Tavan düşmelerinin ortadan kaldırılmasının zor olmasının bir nedeni de, çelik veya beton gibi insan yapımı malzemelerden değil, kayaç gibi doğal bir malzemeden oluşmasıdır. Tavanının yapısal bütünlüğü, kırıklar ve küçük hatalar dahil olmak üzere doğal zayıflıklardan büyük ölçüde etkilenmektedir.

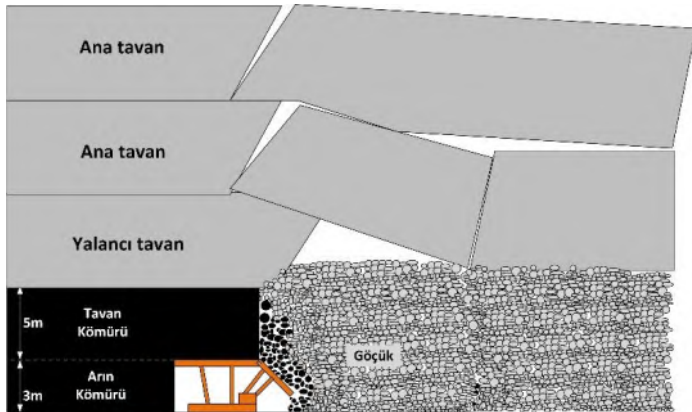
2.MADENCİLİK İŞ KAZALARINDA GÖÇÜK SORUNU

Yeraltı kömür işletmelerinde uygun ve yeterli tahkimat yapılmadığı, özellikle üretim bacalarında ve kılavuz arınlarında gereğinden de fazla açıklık bırakıldığı, tavan kontrolünün ise tam olarak uygulanmadığı durumlar tehlike kaynaklarının riske dönüşmesi açısından önemlidir. Ayaklarda ilerleme kadar göçertme/dolgu yapılması kuralına uyulması ayak üretiminin güvenli olmasını sağlayacaktır. Göçertmeli ayaklarda, ayak göçük hattının düzgün oluşturulamaması, tahkimat elamanlarının ön yük almaması gibi sebeplerle arın patlaması, göçük, tavan ve yanlardan malzeme düşmeleri meydana gelmektedir. Madencilik sektöründe 2014-2016 yılları arasında meydana gelen 11 ölümlü iş kazasının göçük kaynaklı olduğu belirlenmiştir. Yine 2016 yılı maden iş kazalarının dağılımı dikkate alındığında toplam 50 ölümlü iş kazasının 4'ü göçük olmak üzere 11'i yeraltı işletmelerinde meydana gelmiştir. Çizelge 1'de iş kazalarına ilişkin veriler verilmiştir.

Çizelge 1. 2014-2016 Yılları arası ölümlü madencilik İş Kazaları

Tarih	İşletme yeri	Maden Türü	Ölümlü kişi sayısı
11.06.2014	Kemerli Şırnak	Kömür	3
18.06.2014	Dağkonak Şırnak	Kömür	1
01.11.2014	Amasra Bartın	Kömür	2
21.01.2015	Sivas-Gemerek	Krom	1
07.02.2015	Muğla-Fethiye	Krom	1
10.03.2015	Zonguldak-Kandilli	Kömür	1
08.06.2015	Suluova Amasya	Kömür	1
02.02.2016	Balya-Balıkesir	kurşun çinko	1
07.04.2016	Gelik-Zonguldak	Kömür	1
27.06.2016	Soma-Manisa	Kömür	1
22.11.2016	Gelik-Zonguldak	Kömür	1

Pappas (1988), ölümlü göçük kazaları üzerine yaptığı çalışmada ayak içindeki çalışan personel durumunu malzemeci, arka düşürücü, tavan saplamacı, tahkimatçı ve tahkimat operatörü olarak sıralamaktadır. Ayak üretimi sırasında ayak ilerlemesiyle beraber tavan tabakaları ayak arkasına doğru eğilerek kırılma eğilimindedir. Bu hareket sonucunda yalancı tavan, ana tavan tabakaları ile temasını kısmen kesmektedir. Yalancı tavan tabakasının ayak ilerledikçe düzenli olarak kırılıp ayak arkasına göçmemesi sonucunda ani kırılma durumları meydana gelmekte ve bu durumda ani göçüklere sebebiyet vermektedir. Uzunayaklarda meydana gelen tavan göçme mekanizması Şekil 1’de verilmiştir.

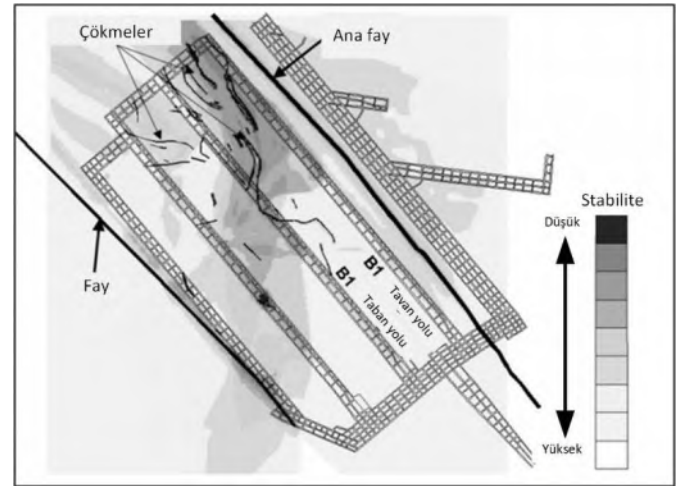


Şekil 1. Yalancı tavan ve ana tavan tabakaları

3. TAVAN GÖÇÜK TEHLİKE KAYNAKLARI

Kömürün özellikleri dayanımı, kesim yüksekliği, damar kalınlığı, süreksizlikler, üretim derinliği, oluşan birincil ve ikincil gerilmeleri etkileyen önemli bir değişkendir. Özellikle birincil gerilme kömürün göçebilirliğini artırmaktadır (Le vd, 2017). Derinlik arttıkça üretim alanına gelen gerilmeler artar. Kömürün dayanımı, kömürün göçebilirliğini doğrudan etkilemektedir. Tek eksenli basma dayanımı yüksek olan kömürler daha zor göçebilmektedir. Bu nedenle kömürün göçebilirliğinde en çok kullanılan özelliklerden biri kömürün dayanımıdır (Köse ve Kahraman, 2009; Xu, 2004; Vakili, 2009; Dao, 2010).

Uzunayakda fayların uzunluğu ve genişliği uzunayak tavan kontrolünü etkilemektedir. Fay bölgelerinde Şekil 2’de görüldüğü gibi çökmeler görülmektedir.



Şekil 2. Fayın tavan kontrolüne etkisi (Stewart vd, 2006).

Prusek vd, (2017)’de belirttiği gibi kömür damarının eğimi tavanın göçebilirliğini artırırken aynı zamanda tahkimatların stabilitesini olumsuz etkilemektedir. Kömür damarının kalınlığı ayak çalışma yüksekliğini ve tavandan kazanılacak kömür yüksekliğini etkileyerek tavan göçük risklerini arttırabilir. Yürüyen tahkimatın taşıma kapasitesi açısından tavan göçme tehlikeleri değerlendirildiğinde tahkimatın sıkılama, esneme yükleri ve tahkimatın tavan sarması ile ayna arasındaki mesafe kriterleri öne çıkmaktadır. Sıkılama yükü, tahkimatın tavana sıkılanması sırasında tavan sarması tarafından tavan tabakasına uygulanan yükün büyüklüğüdür. Bu yükün uygun değer seviyelerde olması tavan tabakalarının kırılmasına önemli derecede etki etmektedir. Tahkimat aşırı tavan yüklerine maruz kaldığında kendini emniyete almak için hidrolik direklerden bir miktar sıvı boşaltarak tavan tabakası ile

temasını kesmektedir. Bu durumda direklerde meydana gelen basınç esneme basıncı olarak tanımlanır. Böylece kontrollü bir şekilde tavanın kırılmasına izin verilerek tavan kömüründen güvenli üretim yapılmasına olanak sağlanmış olur. Tahkimatsız açıklık mesafesinin sürekli olarak kontrol edilmesi ve ayna tutucular ile desteklenmesi büyük önem arz etmektedir. Uzunayaklarda meydana gelen gerilmelere bakıldığında en yüksek gerilmeler ayak önünde, ayak baş ve sonunda meydana gelmektedir. Göçük tehlikelerine karşı bu bölgelerin daha riskli bölgeler olarak önlemlerin artırılması gerekmektedir. Diğer bir faktör ise kalın damarlarda kömür üretiminde en kritik konulardan olan, üretim alanı hemen terkedilemeyerek alt dilimlerin de sonradan üretilmesi gereğinden dolayı yangın problemidir. Yangının önlenmesi açısından ilerleme hızı artırılmalı, ayak arkasında bırakılan kömür en az düzeyde tutulmalı ve göçüğe hava gitmesi önlenmelidir (Ünver ve Demirbilek, 1994). Düşük ranklı kömürlerde kuluçka periyodunun 3-6 ay arasında iken yüksek ranklı kömürlerde bu süre 9-18 ay arasında değiştiği yer almaktadır (Chamberlain ve Hall, 1973). Yüksek ranklı kömürlerde ise kuluçka süresi 9-18 ay arasında değişmektedir.

Çizelge 2. Göçük Tehlikesi Kaynakları

1. Tavan taşıma kapasitesi
Üretim Derinliği > 300 m
Üretim Derinliği < 300 m
Kömürün TEB dayanımı
Tavan kayacının mekanik özellikleri
Fayların pozisyonu
Damar eğimi, kalınlığı
Uzunayağın yüksekliği ve açıklığın genişliği
Önceki üretim alanlarına olan yakınlık
Neme duyarlılık
Tavan süreksizlik yoğunluğu
2. Tahkimat taşıma kapasitesi
Sıkılama yükü
Esneme yükü
Tahkimat geometrisi
Şilt genişliği
Tahkimatsız açıklık
3. Göçebilirlik
Yalancı tavan kalınlığı
Gerilme durumu
4. Ayak önü yük durumu
Arın patlaması
Ayak ilerleme hızı
5. Göçük oturma durumu
Ferahlama zone
6. Kömürün kendiliğinden yanmaya yakınlığı
Kömürün kendiliğinden yanmaya yakınlığı
Kömürün kuluçka süresi

4. HATA TÜRÜ ETKİ ANALİZ YÖNTEMİ

Hata türü etki analizi (HTEA) kazalar sonucunda oluşan şiddeti azaltmak yerine tehlikeleri önceden tanımlayarak tedbirli bir şekilde önlemek ve tasarım aşamasından itibaren tehlikelerin olası nedenlerinin değerlendirilmesidir (Özfırat vd, 2013). Sistem ve donanım hatalarının ve bunların etkilerinin belirlenmesi için bir değerlendirme tekniği olarak askeri, uzay, otomotiv, bilgisayar ve endüstriyel uygulamalarda kullanılmıştır (Durhan, 2006). Hata türü etki analizi yöntemi uygulanmasıyla potansiyel kritik veya önemli tehlikeler belirlenerek bir listesi hazırlanmaktadır. Bunlara yönelik öngörülen mevcut faaliyetler listelenir. Potansiyel tehlike türlerinin risk öncelik sayısı ile belirlenen listesi üzerinde, tehlike türlerinin sebeplerini ortadan kaldıracak, ortaya çıkan tehlikeleri azaltacak ve risk öncelik sayısı yardımıyla proses yeterliliğinin geliştirilemediği durumlarda, hata nedenlerinin belirlenmesinin etkinliğini arttıracak potansiyel bir liste oluşturulmaktadır (Kahraman ve Demirer, 2010; Özfırat vd., 2013). Hata Türü ve Etki Analizi sürecinde; analize konu olan kısmın fonksiyonu, sorun çıkarma potansiyeli, sorunun etkileri, bu sorunun olası nedenleri, bu nedenlerin bulunabilirliği belirlemeye çalışılmaktadır. Hata Türü ve Etki Analizi 9 temel aşamadan oluşan algoritmaya tanımlanmaktadır.

- A1. HTEA amaçları ve düzeylerinin belirlenmesi, planlanması
 - A2. HTEA'nın gerçekleştirilmesi için özel prosedür ve temel kuralların tanımı,
 - A3. Fonksiyonlara, etkileşim alanlarına, faaliyet aşamalarına, faaliyet türlerine ve çevreye göre sistemin analizi,
 - A4. Proseslerin, karşılıklı bağlantıların ve bağımlılıkların gösterilmesi için hata ağacı şemaları, görev ve güvenilirlik şemalarının oluşturulması ve analizi,
 - A5. Potansiyel hata türlerinin tanımlanması,
 - A6. Hata türlerinin ve etkilerinin değerlendirilmesi ve sınıflandırılması,
 - A7. Hataları önleyecek ve kontrol edecek önlemlerin tanımlanması,
 - A8. Önerilen önlemlerin etkilerinin değerlendirilmesi,
 - A9. Rapor oluşturma ve sonuçların düzenlenmesidir.
- Hatanın oluşma sıklığı, olasılığı ve derecesi Çizelge 2'de verilmektedir.

Çizelge 2. Hatanın ortaya çıkma olasılığı ve derecesi (Özkılıç, 2005)

Hatanın oluşma sıklığı	Hatanın olasılığı	Derece
Çok yüksek: Kaçınılmaz hata	1/2'den fazla	10
	1/3	9
Yüksek: Tekrar tekrar hata	1/8	8
	1/20	7
Orta: Ara sıra olan hata	1/80	6
	1/400	5
Düşük: Nispeten az olan hata	1/2000	4
	1/15000	3
Pek az: Olası olmayan hata	1/150000	2
	1/150000'den düşük	1

Tehlikenin etkisi, şiddeti ve derecesi Çizelge 3'de verilmektedir.

Çizelge 3. Şiddetin etkisinin sınıflandırılması (Özkılıç, 2005)

Tehlike Etki	Şiddetin etkisi	Derece
Uyarısız gelen yüksek	Felakete yol açabilecek etkiye sahip ve uyarısız gelen potansiyel hata	10
Uyarısız gelen	Yüksek hasara ve toplu ölümlere yol açabilecek etkiye sahip ve uyarısız gelen potansiyel hata	9
Çok yüksek	Sistemin tamamen hasar görmesini sağlayan yıkıcı etkiye sahip ağır yaralanmalara, 3. derece yanık, akut ölüm vb. etkiye sahip hata türü	8
Yüksek	Ekipmanın tamamen hasar görmesine neden olan ve ölüme, zehirlenme, 3. derece yanık, akut ölüm vb. etkiye sahip hata türü	7
Orta	Sistemin performansını etkileyen, uzuv ve organ kaybı, ağır yaralanma, kanser vb. yol açan hata	6
Düşük	Kırık, kalıcı küçük iş görmezlik, 2. derece yanık, beyin sarsıntısı vb. etkiye sahip olan hata	5
Çok düşük	İncinme, küçük kesik ve sıyrıklar, ezilmeler vb. hafif yaralanmalar ile kısa süre rahatsızlıklara neden olan hata	4
Küçük	Sistemin çalışmasını yavaşlatan hata	3
Çok küçük	Sistemin çalışmasında kargaşaya yol açan hata	2
Yok	Etki yok	1

Tehlikenin farkedilebilirliği ve dereceleri Çizelge 4'de verilmektedir.

Çizelge 4. Farkedilebilirlik ve dereceleri (Özkılıç, 2005)

Tehlike Etki	Şiddetin etkisi	Derece
Fark edilemez	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği mümkün değil	10
Çok az	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği çok uzak	9
Az	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği uzak	8
Çok düşük	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği çok düşük	7
Düşük	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği düşük	6
Orta	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği orta	5
Yüksek ortalama	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği yüksek ortalama	4
Yüksek	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği yüksek	3
Çok yüksek	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği çok yüksek	2
Hemen hemen kesin	Potansiyel hatanın nedeninin ve takip eden hatanın farkedilebilirliği hemen hemen kesin	1

Çizelge 2, Çizelge 3 ve Çizelge 4'de hatanın ortaya çıkma olasılığı, bu hatanın kazaya yol açması durumunda şiddeti ve bu hatanın farkedilebilirlik değerleri 1-10 üzerinden derecelendirilmektedir. Böylelikle Risk Öncelik Sayısı (RÖS) değeri hesaplanarak sınıflandırılan riskler değerlendirilmektedir. Bu değer; Her bir zarar türünün oluşma olasılık değeri (O), Zararın ne kadar önemli olduğunun değeri, Şiddeti Ş: ve Zarar meydana getirecek durumun keşfedilmesinin zorluk derecelendirilmesi (F) ile çizelgelerde elde edilmiş değerlerinin çarpımıyla elde edilir. RÖS değeri 40'dan küçük olduğunda önlem almaya gerek yoktur. RÖS değeri 40 ile 100 arasında iken önlem alınabilir. RÖS değeri; 100'ün üzerinde ise önlem alınması mutlaka gerekmektedir.

5 DEĞERLENDİRME VE BULGULAR

Kömür işletmelerinde önemli bir risk analiz yöntemi olan HTEA ile uzunayak ve panolarda olası tehlike ve riskler Çizelge 5’ de değerlendirilmiştir. Yeraltı kömür işletmelerde tehlikenin elimine edilerek kazanın önlenmesini sağlayan önemli bir risk analiz yöntemi olan HTEA ile olası tehlike ve riskler değerlendirilmiştir. İş kazalarına neden olabilecek tehlike ve riskler mevcut durum için değerlendirilmekte ve ardından düzeltici/önleyici faaliyet sonrası yeniden düzenlenmektedir.

Çalışmada belirlenen temel risk etkenleri, mevcut durum ve önlem sonrası olmak üzere; Kömürün kendiliğinden yanmaya yatkınlığı (441>100), Tavan süreksizlik yoğunluğu (392>100), kömürün kuluçka süresi (384>100), Yalancı tavan kalınlığı (336>100), Arın patlaması (336>100), Tahkimatsız açıklık (330>100), Tavan kayacının mekanik özellikleri (288>100), Fayların pozisyonu (280>100), Gerilme durumu, üretim derinliği (252>100), Uzunayağın yüksekliği ve açıklığın genişliği (245>100), Önceki üretim alanlarına olan yakınlık (224>100), Esneme yükü (210>100), Kömürün TEB dayanımı, neme duyarlılık, ayak ilerleme hızı, sıkılama yükü (168>100), Damar eğimi, kalınlığı (144>100), ferahlama zonu (126>100) olarak belirlenmiştir. Düzenleyici faaliyetlerden sonra alınacak önlemler ile oluşabilecek riskin şiddeti ve farkedilebilirliği düşürülebilmektedir. Dolayısıyla ile risk değerlerin 100 puanın altına düşürülmüş ve güvenli işyeri koşulları oluşturulmuştur.

6. ÖNERİLER VE TARTIŞMA

Uzunayaklarda verimli ve güvenli üretimlerin sağlanabilmesi için kömürün kendiliğinden yanmaya yatkınlığı ve kuluçka süresi, ayak önünde oluşan ek gerilmeler, göçük bölgesinin sürekli izlenmesi ve denetimi gereklidir. Ayrıca;

- Ayak ilerleme hızı en uygun hızda olmalıdır. Ayaklarda ilerleme kadar göçertme/dolgu yapılması kuralı uygulanmalıdır.
- Göçüğe hava kaçağı önlenmelidir.
- Kuluçka süresine uygun üretim hızı uygulanmalıdır.
- Uzunayaklarda uygun taşıma kapasitesinde, kalkan tipi, çelik tahkimat seçilmelidir. Tahkimat elemanlarının ön yük alması sağlanarak yürüyen tahkimatlara gelen gerilmeler bölgesel olarak düzenli ölçülmelidir.
- Özellikle üretim bacalarında ve kılavuz arınlarında gereğinden de fazla açıklık bırakılmamalıdır. Tavan kontrolü tam olarak sağlanmalı süren kama uygulanmalıdır.

7. SONUÇ

Risk etmenleri detaylı analiz edilip değerlendirildiğinde, gerekli planlama ve tasarım parametrelerine uygun mühendislik çözümleri ile proaktif önlemler uygulamaya geçirilerek iş güvenliği artırılarak riskli çalışma koşulları iyileştirilebilir ve tehlike kaynakları ortadan kaldırılabilir. Ayrıca erken uyarı ve sensör teknolojisiyle desteklenen uygulamalar devreye alınarak algılanamayan tehdit ve riskler bertaraf edilebilir. Bu tarz uygulamalarla işyeri verimliliği artırılabilir. Böylelikle, ülke ekonomisine ciddi kayıplar olarak geri dönen yeraltı madencilik iş kazaları önlenip azaltılabilecektir.

Çizelge 5. Hatanın ortaya çıkma olasılığı ve derecesi

No	Tehlike Kaynakları	Mevcut durum				Alınacak önlem	Değerlendirme			
		O	Ş	F	RÖS		O	Ş	F	RÖS
1	Üretim Derinliği > 300 m	6	8	7	336	Önlem alınmalıdır. Uygun taşıma kapasitesinde, kalkan tipi, çelik tahkimat seçilmelidir.	4	6	3	72
2	Üretim Derinliği < 300 m	4	6	7	168	Önlem alınmalıdır. Tahkimat türü uygun, dayanım kapasitesi yeterli seçilmelidir.	3	5	3	45
3	Kömürün TEB dayanımı	8	7	3	168	Önlem alınmalıdır. Pano aralarında ve pano-ana yol aralarında yeterli genişlikte topuk bırakılmalıdır.	7	5	2	70
4	Tavan kayacının mekanik özellikleri	6	8	6	288	Önlem alınmalıdır. Tavanın ayak ilerledikçe düzenli olarak kırılması ve göçmesi izlenmelidir.	5	4	3	60
5	Fayların pozisyonu	7	5	8	280	Önlem alınmalıdır. Fay zonlarının topuk bırakılması ile etkisinin azaltılması ve kontrolünün sağlanması gereklidir.	5	4	4	80
6	Damar eğimi, kalınlığı	6	6	4	144	Önlem alınmalıdır. Damar eğimine ve kalınlığına uygun bir üretim yöntemi seçilmelidir. Özellikle kalın damarlarda dilimli yöntem ile üretilmelidir.	4	4	3	48
7	Uzunayağın yüksekliği ve açıklığın genişliği	7	7	5	245	Önlem alınmalıdır. En uygun ayak yüksekliği ve genişliği belirlenmelidir.	5	5	3	75
8	Önceki üretim alanlarına olan yakınlık	7	8	4	224	Önlem alınmalıdır. Eski ve yeni imalat haritalarının dikkate alınarak yeterli topuk bırakılması gerekmektedir.	5	6	3	90
9	Neme duyarlılık	7	6	4	168	Önlem alınmalıdır. Sahadaki yeraltı su seviyesi üretim kodlarının altına düşürülmelidir.	5	4	3	60
12	Tavan süreksizlik yoğunluğu	8	7	7	392	Önlem alınmalıdır. Tavan süreksizlik yoğunluğu ve yönelimi (Ayak içine veya ayak arkasına doğru) dikkate alınmalıdır.	6	5	3	90
14	Sıkılama yükü	7	6	4	168	Önlem alınmalıdır. Tahkimatın düzenli yük alması sağlanmalıdır.	5	4	3	60
15	Esname yükü	7	6	5	210	Önlem alınmalıdır. Tahkimat ek yükler karşısında esneme kabiliyetine sahip olmalıdır.	5	4	4	80
16	Tahkimat geometrisi	5	5	4	100	Önlem alınmalıdır. Tahkimat lemniskat tipi seçilmelidir.	4	4	3	48
17	Şilt genişliği	6	5	3	90	Önlem alınmalıdır. Tahkimata gelen yüklere ve ayak uzunluğuna bağlı tasarımı yapılmalıdır.	4	4	2	32
18	Tahkimatsız açıklık	8	7	5	330	Önlem alınmalıdır. Ayak önünden gelebilecek büyük kömür parçalarına karşı dikkatli çalışılmalıdır.	6	5	3	90
21	Yalancı tavan kalınlığı	8	7	6	336	Önlem alınmalıdır. Sürekli göçme bölgesi izlenmelidir.	6	5	4	120
22	Gerilme durumu	7	6	6	252	Önlem alınmalıdır. Tahkimatlara gelen gerilmeler bölgesel olarak düzenli ölçülmelidir.	5	4	5	100
23	Arın patlaması	8	7	6	336	Önlem alınmalıdır. Ayak önünde oluşan ek gerilmeye bağlı büyük parça kopmalarına dikkat edilmelidir.	6	5	4	120
24	Ayak ilerleme hızı	6	7	4	168	Önlem alınmalıdır. Ayak ilerleme hızı en uygun hızda olmalıdır.	5	5	3	75
25	Ferahlama zone	6	7	3	126	Önlem alınmalıdır. Kalın damarlarda özellikle dilimli yöntemde ayaklar arasında gerekli mesafe bırakılmalıdır.	4	5	2	40
26	Kömürün kendiliğinden yanmaya yatkınlığı	7	9	7	441	Önlem alınmalıdır. Kömürün kendiliğinden yanmaya yönelik özellikleri belirlenmelidir. Kömür-hava yalıtımları yapılmalı ve göçüğe hava kaçağı önlenmelidir.	5	7	5	175
27	Kömürün kuluçka süresi	6	8	8	384	Önlem alınmalıdır. Kuluçka süresine uygun üretim hızı uygulanmalıdır.	4	6	6	144

KAYNAKLAR

Chamberlain, E.A., Hall, D.A. (1973). Practical early detection of spontaneous combustion. Colliery Guardian 221, 190–194.

Dao, H. Q. (2010). The effect of seam dip on the application of the Longwall Top Coal Caving method for inclined thick seams. Sydney: The University of New South Wales.

Durhan D., (2006). Hata Türü Etkileri Analizi (HTEA) ve Bir Uygulama, Yüksek Lisans Tezi, Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara, 1-140.

Kahraman, Ö., Demirer, A., (2010). Makine Teknolojileri Elektronik Dergisi Cilt: 7, No: 1, 53-68.

Köse, H., Kahraman, B. (2009). Kaya Mekaniği. Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Yayınları.

Le, T.D., Mitra, R., Oh, J., Hebblewhite, B. A. (2017). Review of cavability evaluation in longwall top coal caving, International Journal of Mining Science and Technology, Volume 27, Issue 6, Pages 907-915.

Mark C., Zelanko J.C. (2005). Reducing roof fall accidents on retreat mining sections. Coal Age, Vol. 110, p. 26-31.

Özkılıç, Ö. (2005). İş Sağlığı ve Güvenliği Yönetim Sistemleri ve Risk Değerlendirme Metodolojileri, TİSK Yayın No: 246, Mart 2005.

Özfırat, M. K., Özfırat, P. M., Kahraman, B., Can, Y., Öney, Ö. (2013). Yeraltı madeninde nakliyatla oluşan risklerin Hata Türü Etki Analizi (HTEA) yöntemiyle sınıflanması. Maden İşletmelerinde İşçi Sağlığı ve İş Güvenliği Sempozyumu, 21-22 Kasım, Adana.

Pappas, D.M., Çeviren: Ergin, Z. (1988). ABD Yeraltı Kömür Ocaklarında Göçük Kazaları istatistikleri, Accident Statistics in USA underground Coal Mines, Madencilik, Aralık, Cilt XXVII, Sayı 4.

Prusek, S., Rajwa, S., Wrana, A., Krzemień, A. (2017) Assessment of roof fall risk in longwall coal mines, International Journal of Mining, Reclamation and Environment, 31:8, 558-574.

Stewart, C., Hunt, G., Mark, C. (2006). Geology, ground control, and mine planning at Bowie resources, Paonia, Co, 25th International Conference on Ground Control in Mining, West Virginia.

Ünver B. ve Demirbilek S. (1994). "Kömür Karışımli Paşaların Kendiliğinden Yanma Riski Potansiyelinin Analizi". 9. Kömür Kongresi, Mayıs Zonguldak.

Vakili A. (2009). Cavability assessment in longwall top coal caving technology. Sydney: The University of New South Wales.

Xu B. (2004). Application of the longwall top coal caving system in Australian thick seam coal mines. Sydney: The University of New South Wales; 2004.

Nokta Yük Dayanım Değerleri ile Tek Eksenli Basma Dayanım Değerinin Yapay Sinir Ağları Kullanılarak Tahminlenmesi

M. E. Yetkin, M. K. Özfirat & B. Kahraman

Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, İzmir.

ÖZET: Madencilik çalışmalarında kayaçların tek eksenli basma dayanım değerleri yapılacak olan tasarımlarda oldukça önemli bir mekanik değerdir. Özellikle kaya mekaniği çalışmalarında, tahkimat tasarımlarında, kazı makinesi seçiminde kayaçların belirlenen özelliklerinin başında tek eksenli basma dayanımı değeri gelir. Ancak bazı projelerde tek eksenli dayanım değerinin belirlenmesi sahadaki imkân ve koşullar çerçevesinde mümkün olmayabilir. Bu durumda indeks deneylerden yararlanılması akla gelen ilk çözümlerdir. Çalışmada sahada yapılan nokta yük dayanım indeks deneylerinden elde edilen tek eksenli basınç dayanımı değerleri yapay sinir ağları kullanılarak tahmin edilmiştir.

ABSTRACT: Uniaxial compressive strength of rocks is an important value in mining design. Especially, uniaxial compression strength is the first of the determined characteristics of rocks in rock mechanics works, support designs, selection of excavation machine. However, in some projects it may not be possible to determine the value of uniaxial strength in the field. In this case, the use of index tests is the first solution that comes to mind. In this study, uniaxial compressive strength of rocks that are obtained from point load index test are estimated using artificial neural network analysis method.

1 GİRİŞ

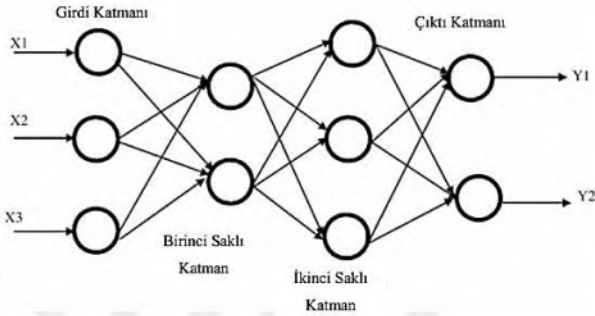
Günlük hayatımızda vazgeçilmez bir yere sahip olan bilgisayarın, artık insanlar gibi karar verme ve öğrenme gerçekleştirme yeteneklerini kazanması ile kullanım alanları oldukça genişlemiştir. Matematiksel olarak ifade edilemeyen ve insanlar tarafından çözülmesi zor olan problemlerin çözümünde yapay zekâ yöntemleri kullanılmaktadır. Yapay zekâ yöntemlerinin en temel özelliği, olaylara ve problemlere çözümler üretirken örneklerden, tecrübelerden, benzetmelerden öğrenme gerçekleştirme ve karar verebilme yeteneklerinin olmasıdır. Makine öğrenimi için en popüler yaklaşımlardan biri yapay sinir ağlarıdır (Arı ve Berberler, 2017). Yapay sinir ağları, geleneksel hesaplama yöntemleri ile çözülemeyen problemlerin çözümünde yaygın olarak kullanılmaktadır. Öğrenme, genelleme, doğrusal olmama, hata toleransı, uyum, paralellik gibi üstünlüklere sahip olan yapay sinir ağları; görüntü ve sinyal işleme, hastalık tahmini, gibi tıbbi uygulamalarda; mühendislik, üretim, finans, optimizasyon, sınıflandırma gibi çok farklı uygulama alanlarında kullanılmaktadır (Miller vd., 1992; Das vd., 2009; Shahin vd., 2001; McNelis, 2015). Yapay sinir ağlarının madencilik alanında kullanımı son yıllarda giderek artmıştır. Özellikle

kaya mekaniği araştırmalarında farklı parametrelere bağlı olan kayaçların mekanik özelliklerinin hızlı ve doğru bir şekilde tahmin edilmesinde kullanım alanı bulmuştur (Kahraman vd., 2006; Rafia vd., 2013; Mohamed, 2011; Sirat ve Talbot, 2001; Yurdakul vd., 2014). Bu çalışmada, kayaçların temel dayanım parametresi olan tek eksenli basınç dayanımı Matlab yazılımında yapay sinir ağları yöntemi kullanılarak karot numuneler üzerinde yapılan nokta yük dayanımı deneyleri ile tahmin edilmiştir. Tahminleme aşamasında girdi parametreleri olarak karot çapı, yenilme yükü ve nokta yük dayanım indeksi değerleri kullanılmıştır.

2 YAPAY SİNİR AĞLARI (YSA)

Yapay sinir ağları kendilerine gösterilen girdi setine karşılık gelebilecek uygun çıktı setini belirleyen mekanizmalardır. Ağ bu çıktıları sağlamak için uygun örneklerle eğitilir ve genelleme yapacak yeteneği kazanır. Eğitim genellikle ağa örnek girdi ve çıktı setleri ile gerçekleştirilir. Ağ bu eğitim sayesinde gelen girdilere karşılık beklenen çıktılar üretmeyi öğrenir. Genellemenin yola çıkarak benzer girdilere karşılık gelebilecek çıktıları ağ kendiliğinden belirleyebilir (Öztemel, 2006). Yapay sinir ağları, adından da anlaşılacağı üzere, biyolojik (insan veya hayvan) merkezi sinir sisteminin sinir

hücresi ağlarını (nöronlar) ciddi bir şekilde taklit etmeye çalışan hesaplama ağlarıdır. Yapay sinir ağları (YSA), ya da sadece sinir ağı, insan beynini taklit etme fikrine göre geliştirilen bir makine öğrenme metodudur. geleneksel bir regresyon yaklaşımıyla karşılaştırıldığında YSA, karmaşık doğrusal olmayan ilişkileri modelleme yeteneğine sahiptir (Livingstone, 2009). Sinir ağlarına ilgi duyulmasının tarihsel olarak iki nedeni vardır: (1) insan beyninin çalışma prensiplerini anlama arzusu ve (2) ardışık çalışan, programlanabilir bilgisayarlar için karmaşık görevler yapabilen makineleri inşa etme arzusudur (Müller vd., 1995).



Şekil 1. İleri beslemeli yapay sinir ağı (Yadav vd., 2015).

3 ARAZİ VE LABORATUVAR ÇALIŞMALARI

Yapılan arazi çalışmalarında 63 mm çapında 74 adet karot numunesi üzerinde çapsal nokta yük dayanım indeksi deneyleri yapılmıştır. Deney yapılan numuneler tek bir sondajdan elde edilen andezit formasyonuna ait numunelerdir. Nokta yük dayanım indeksi deneyinin amacı kayaç numunelerinin dolaylı yoldan tek eksenli basınç dayanımı değerlerinin bulunmasıdır. Deneyler sonucunda bu numunelere ait yaklaşık tek eksenli basınç değerleri hesaplanmıştır. Deney ve numunelere ait görüntüler Şekil 2’de verilmiştir. Deney sonuçları Tablo 1’de verilmiştir.



Şekil 2. Nokta yük dayanım indeksi deneyi ve kırılmış numuneler

Tablo 1. Deney sonuçları

Karot çapı	Eşdeğer karot çapı	Yenilme yükü	Nokta yük indeksi	Düzeltilme faktörü	Eşdeğer nokta yük indeksi	Tek Eksenli Basınç Katsayı	Tek Eksenli Basınç Dayanımı
(mm)	(mm ²)	(kN)	(MPa)	(F)	(MPa)		(MPa)
63,00	3969,00	3,70	0,93	1,11	1,03	22,00	22,76
63,00	3969,00	3,60	0,91	1,11	1,01	22,00	22,14
63,00	3969,00	1,10	0,28	1,11	0,31	22,00	6,77
63,00	3969,00	3,50	0,88	1,11	0,98	22,00	21,53
63,00	3969,00	4,40	1,11	1,11	1,23	22,00	27,06
63,00	3969,00	4,20	1,06	1,11	1,17	22,00	25,83
63,00	3969,00	4,30	1,08	1,11	1,20	22,00	26,45
63,00	3969,00	3,20	0,81	1,11	0,89	22,00	19,68
63,00	3969,00	3,60	0,91	1,11	1,01	22,00	22,14
63,00	3969,00	4,10	1,03	1,11	1,15	22,00	25,22
63,00	3969,00	3,40	0,86	1,11	0,95	22,00	20,91
63,00	3969,00	3,10	0,78	1,11	0,87	22,00	19,07
63,00	3969,00	4,30	1,08	1,11	1,20	22,00	26,45
63,00	3969,00	2,70	0,68	1,11	0,75	22,00	16,61
63,00	3969,00	2,50	0,63	1,11	0,70	22,00	15,38
63,00	3969,00	1,70	0,43	1,11	0,48	22,00	10,46
63,00	3969,00	4,60	1,16	1,11	1,29	22,00	28,29
63,00	3969,00	10,00	2,52	1,11	2,80	22,00	61,50
63,00	3969,00	4,50	1,13	1,11	1,26	22,00	27,68
63,00	3969,00	4,40	1,11	1,11	1,23	22,00	27,06
63,00	3969,00	4,10	1,03	1,11	1,15	22,00	25,22
63,00	3969,00	3,10	0,78	1,11	0,87	22,00	19,07
63,00	3969,00	3,90	0,98	1,11	1,09	22,00	23,99
63,00	3969,00	18,00	4,54	1,11	5,03	22,00	110,71
63,00	3969,00	16,00	4,03	1,11	4,47	22,00	98,41
63,00	3969,00	22,00	5,54	1,11	6,15	22,00	135,31
63,00	3969,00	19,00	4,79	1,11	5,31	22,00	116,86
63,00	3969,00	17,00	4,28	1,11	4,75	22,00	104,56
63,00	3969,00	15,00	3,78	1,11	4,19	22,00	92,26
63,00	3969,00	21,00	5,29	1,11	5,87	22,00	129,16
63,00	3969,00	13,00	3,28	1,11	3,63	22,00	79,96
63,00	3969,00	4,20	1,06	1,11	1,17	22,00	25,83
63,00	3969,00	11,00	2,77	1,11	3,08	22,00	67,66
63,00	3969,00	4,30	1,08	1,11	1,20	22,00	26,45
63,00	3969,00	4,70	1,18	1,11	1,31	22,00	28,91
63,00	3969,00	1,90	0,48	1,11	0,53	22,00	11,69
63,00	3969,00	12,00	3,02	1,11	3,35	22,00	73,81
63,00	3969,00	21,00	5,29	1,11	5,87	22,00	129,16
63,00	3969,00	10,00	2,52	1,11	2,80	22,00	61,50
63,00	3969,00	12,00	3,02	1,11	3,35	22,00	73,81
63,00	3969,00	18,00	4,54	1,11	5,03	22,00	110,71
63,00	3969,00	23,00	5,79	1,11	6,43	22,00	141,46
63,00	3969,00	1,30	0,33	1,11	0,36	22,00	8,00
63,00	3969,00	4,40	1,11	1,11	1,23	22,00	27,06
63,00	3969,00	2,30	0,58	1,11	0,64	22,00	14,15
63,00	3969,00	4,00	1,01	1,11	1,12	22,00	24,60
63,00	3969,00	4,70	1,18	1,11	1,31	22,00	28,91
63,00	3969,00	10,00	2,52	1,11	2,80	22,00	61,50
63,00	3969,00	13,00	3,28	1,11	3,63	22,00	79,96
63,00	3969,00	13,00	3,28	1,11	3,63	22,00	79,96
63,00	3969,00	1,10	0,28	1,11	0,31	22,00	6,77
63,00	3969,00	1,50	0,38	1,11	0,42	22,00	9,23
63,00	3969,00	2,70	0,68	1,11	0,75	22,00	16,61
63,00	3969,00	0,60	0,15	1,11	0,17	22,00	3,69
63,00	3969,00	0,80	0,20	1,11	0,22	22,00	4,92
63,00	3969,00	0,60	0,15	1,11	0,17	22,00	3,69
63,00	3969,00	4,30	1,08	1,11	1,20	22,00	26,45
63,00	3969,00	11,50	2,90	1,11	3,22	22,00	70,73
63,00	3969,00	5,00	1,26	1,11	1,40	22,00	30,75

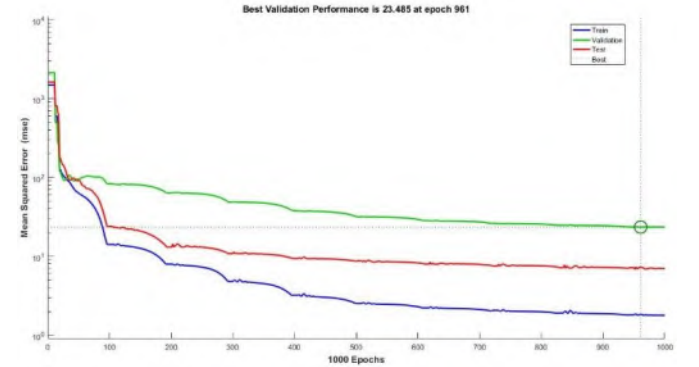
63,00	3969,00	3,70	0,93	1,11	1,03	22,00	22,76
63,00	3969,00	5,00	1,26	1,11	1,40	22,00	30,75
63,00	3969,00	6,00	1,51	1,11	1,68	22,00	36,90
63,00	3969,00	1,20	0,30	1,11	0,34	22,00	7,38
63,00	3969,00	13,00	3,28	1,11	3,63	22,00	79,96
63,00	3969,00	7,00	1,76	1,11	1,96	22,00	43,05
63,00	3969,00	8,00	2,02	1,11	2,24	22,00	49,20
63,00	3969,00	1,70	0,43	1,11	0,48	22,00	10,46
63,00	3969,00	12,00	3,02	1,11	3,35	22,00	73,81
63,00	3969,00	0,90	0,23	1,11	0,25	22,00	5,54
63,00	3969,00	5,60	1,41	1,11	1,57	22,00	34,44
63,00	3969,00	5,00	1,26	1,11	1,40	22,00	30,75
63,00	3969,00	3,70	0,93	1,11	1,03	22,00	22,76
63,00	3969,00	3,30	0,83	1,11	0,92	22,00	20,30
63,00	3969,00	5,00	1,26	1,11	1,40	22,00	30,75

Nokta yük dayanım indeksinin hesaplanmasında kullanılan diğer parametreler olan eş değer karot çapı ve düzeltme faktörü parametreleri karot çapı esas alınarak hesaplanan parametreler olduğu için ve karot çapının hali hazırda girdi verisi olarak kullanılmasından sisteme girdi verisi olarak girilmemiştir. Geriye kalan karot çapı, yenilme yükü ve nokta yük indeksi değerleri sistemin mümkün olan en fazla girdi verisini kullanarak en doğru tahmini yapması amacıyla girdi verisi olarak sisteme tanımlanmıştır.

5 ELDE EDİLEN SONUÇLAR VE DEĞERLENDİRME

Veriler programa aktarıldıktan sonraki en önemli aşamalardan biri ağı eğitilmesi aşamasıdır. Bu aşamada veriler ağı sunulmuş ve ağı öğrenmesi sağlanmıştır. Çalışmada performans ölçütü olarak hata kareleri ortalaması (MSE) kullanılmıştır.

Oluşturulan modelde her iterasyondaki eğitim, doğrulama ve test kümelerine ait hata değerlerinin değişimini Şekil 5’de gösterilmiştir. Şekil 5’de verilen grafikte bakıldığında yapay sinir ağının eğitiminde iterasyon sayısı 1000 olarak alınmış ve en iyi performans, 961. iterasyonda 23.485 değerinde elde edilmiştir. Grafik üzerinde mavi eğitim, yeşil doğrulama ve kırmızı test verileri olarak geçmektedir.



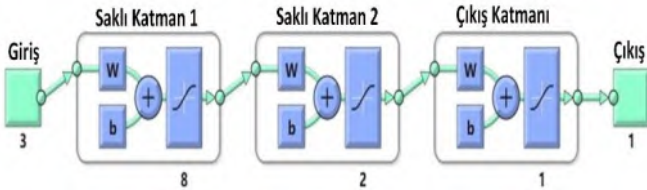
Şekil 5. Yapay sinir ağının performans grafiği

Şekil 6’da ise oluşturulan modeldeki eğitim, doğrulama ve test verilerinin regresyon değerleri verilmiştir. Analiz sonuçlarına göre tüm aşamalara ait regresyon katsayılarının 0,99’dan büyük olduğu görülmektedir. Bu katsayı çalışmada oluşturulan yapay sinir ağının öğrenme işlemini başarıyla gerçekleştirdiğini göstermektedir. Bu sonuçlara göre Nokta yük indeksi, karot çapı ve yenilme yükü değerlerinin %99 oranında tek eksenli basınç dayanımı tahmininde kullanılabilir veriler olduğu görülmektedir.

Deney sonuçlarına göre kayaçlara ait ortalama eşdeğer nokta yük dayanım indeksi 1,94 MPa, ortalama tahmini tek eksenli basınç dayanımı ise 42,64 MPa olarak hesaplanmıştır.

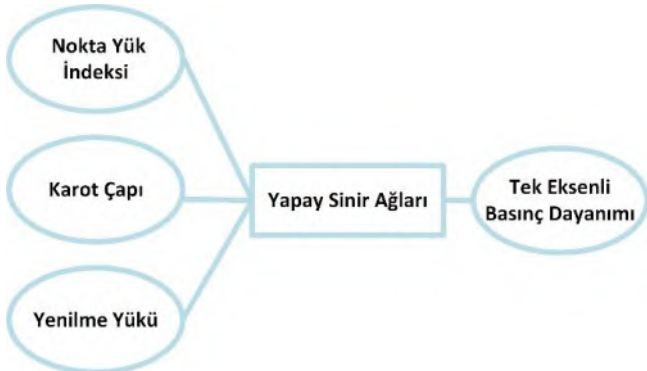
4 MODELİN YAPISI VE PARAMETRELERİ

Yapılan çalışmada tahmin problemlerinde en çok kullanılan model olması sebebiyle ileri beslemeli geri yayımlı yapay sinir ağı kullanılmıştır. Sistem için oluşturulan model Şekil 3’de verilmiştir.

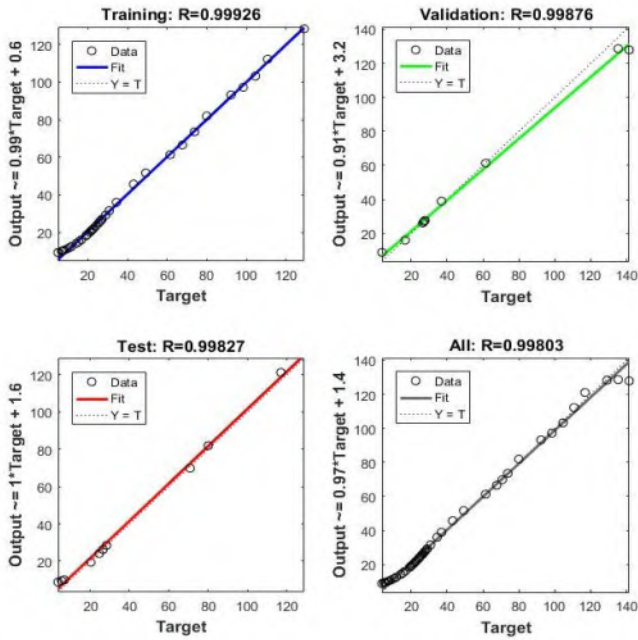


Şekil 3. Sistem için tasarlanan yapay sinir ağı mimarisi

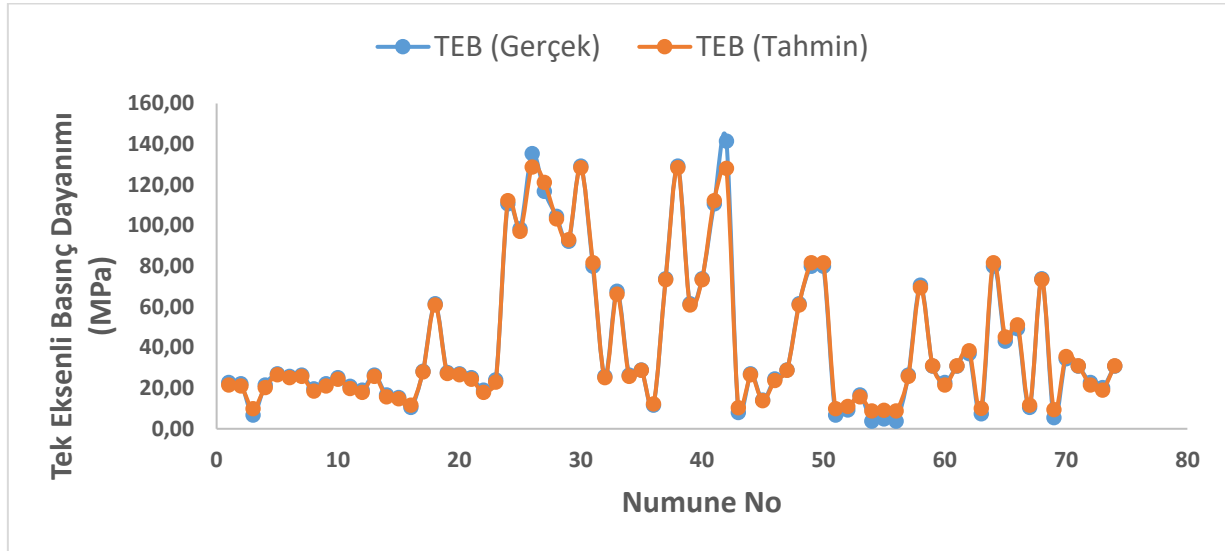
Oluşturulan sinir ağında daha detaylı analiz yapılabilmesi için iki adet saklı katman oluşturulmuştur. Karot çapı, yenilme yükü ve nokta yük dayanım indeksi verileri sisteme girdi verisi olarak, tek eksenli basınç dayanımı değeri ise hedef veri olarak tanıtılmıştır (Şekil 4).



Şekil 4. Sistemin çalışma şekli



Şekil 6. Öğrenme, doğrulama ve test kümelerine ilişkin regresyon grafiği



Şekil 7. Yapay sinir ağından ve laboratuvar deneylerinden elde edilen tek eksenli basınç dayanımı değerlerinin karşılaştırılması

Şekil 7’de ise çalışmada oluşturulan yapay sinir ağı modeliyle yapılan tek eksenli basınç dayanımı tahmin değerleriyle ve nokta yük dayanımı deneyi sonucunda elde edilen tek eksenli basınç dayanımı değerlerinin grafiksel gösterimi sunulmuştur. Şekil 7’ye bakıldığında test edilen tek eksenli basınç dayanımı değerleriyle, yapay sinir ağı ile tahmin edilen değerlerin birbirlerine çok yakın değerler olduğu görülmektedir.

4 SONUÇ

Yapılan bu çalışmada nokta yük dayanım indeksi deneylerinden elde edilen tek eksenli basınç dayanımı değerleri ile yapay sinir ağlarından elde edilen tek eksenli basınç dayanımı değerleri karşılaştırılmıştır. Bu amaçla oluşturulan yapay sinir ağı modeline nokta yük dayanım indeksi, karot çapı ve yenilme yükü değerleri bağımsız değişken değerleri, çıktı değişkeni olarak deneyler sonucunda elde edilen tek eksenli basınç dayanımı değerleri girilmiştir. Elde edilen sonuçlara ve regresyon katsayılarına bakıldığında oluşturulan yapay sinir ağı modelinin eğitim, test ve doğrulama aşamalarında başarılı bir şekilde çalıştığı görülmektedir.

KAYNAKLAR

- Arı, A., Berberler, M. E. (2017). Yapay Sinir Ağları ile Tahmin ve Sınıflandırma Problemlerinin Çözümü İçin Arayüz Tasarımı. ACTA INFOLOGICA – 1 (2).
- Çalışkan, M.M.T., Deniz, D. (2015), Yapay Sinir Ağlarıyla Hisse Senedi Fiyatları ve Yönlerinin Tahmini, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi GGBF Dergisi 10(3), s. 177- 194.
- Das, R. Turkoglu, I., Sengur, A. (2009). “Expert Systems with Applications Effective diagnosis of heart disease through neural networks ensembles,” Expert Syst. Appl. , vol. 36, no. 4, pp. 7675–7680.

Kahraman, S., Altun, H., Tezekici, B.S., Fener, M. (2006). Sawability prediction of carbonate rocks from shear strength parameters using artificial neural networks. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 43, 157–164.

Livingstone, D.J., (2009), *Artificial Neural Networks: Methods and Applications*, Humana Press, s. 15.

Matlab R2011B Version (7.13.0.564).

McNelis, P. D. (2005). *Neural Networks in Finance: Gaining Predictive Edge in the Market*. Elsevier Inc.

Miller, A. S. Blott, B. H., Hames, T. K. (1992). “Review of neural network applications in medical imaging and signal processing,” *Med. Biol. Eng. Comput.* , vol. 30, no. 5, pp. 449–464,

Müller, B., Reinhardt, J., Strickland, M.T., (1995), *Neural Networks: An Introduction*, Springer, s. 3, 18.

Mohamed, M. T. (2011). Performance of fuzzy logic and artificial neural network in prediction of ground and air vibrations. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 48, 845–851.

Rafiai, H., Jafari, A., Mahmoudi. A., (2013). Application of ANN-based failure criteria to rocks under polyaxial stress conditions. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 59, 42–49.

Shahin, M. A., Jaksa, M. B., Maier, H. R. (2001). “Artificial Neural Network Applications in Geotechnical Engineering,” *Aust. Geomech.* , vol. 36, no. 1, pp. 49–62.

Sirat, M., Talbot, C.J. (2001). Application of artificial neural networks to fracture analysis at the Aspö HRL, Sweden: fracture sets classification. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 38, 621–639.

Öztemel, E., (2006), *Yapay sinir ağları*, Papatya Yayıncılık Eğitim Bilgisayar Sis. San. Ve Tic. A.Ş., 232 s.

Yurdakul, M., Gopalakrishnan, K., Akdas, H. (2014). Prediction of specific cutting energy in natural stone cutting processes using the neuro-fuzzy methodology. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 67, 127–135

Magmatik ve Sedimanter Kayaçların Dokusal Özelliklerinin Kırılabilirliklerine Etkisinin Araştırılması

An investigation into the Effects of Textural Properties of Igneous and Sedimentary Rocks on Their Crushability

S. Çayırılı, & R. Çomaklı

Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Niğde

ÖZET: Kayaçların kırılabilirliği endüstriyel boyutta oldukça önemli bir parametre olup farklı şekillerde belirlenebilmektedir. Kayaçların bazı fiziksel ve mekanik özellikleri ile dokusal özellikleri arasında güçlü ilişkiler vardır. Ayrıca kayaçların fiziksel ve mekanik özellikleri kırılabilirlikleri üzerinde etkilidir. Bundan dolayı, bu çalışmada magmatik ve sedimanter kayaçların dokusal özelliklerinin kırılabilirlikleri üzerine etkileri araştırılmıştır. Bu amaçla dört magmatik ve dört sedimanter kayaç merdaneli kırıcıda kırılmış ve tüm kayaçlar için kırılgenlik indeksi (CI) ve parça boyut dağılımları (d_{50} , d_{80}) belirlenmiştir. Kayaçların dokusal özellikleri belirlenirken doku katsayısı (TC) yaklaşımı kullanılmış, TC ve tane yoğunluğu (AW) değerleri hesaplanmıştır. Sonra TC ve AW değerleri ile CI, d_{50} , d_{80} değerleri istatistiksel olarak analiz edilmiştir. TC ve CI, d_{50} , d_{80} değerleri arasında güçlü korelasyonlar bulunurken, AW için orta korelasyonlu ilişkiler elde edilmiştir.

ABSTRACT: The crushability of rocks is a very important parameter in industrial scale and could be determined by different methods. There are strong relationships between some physical and mechanical properties of rocks and their textural properties. Furthermore, the physical and mechanical properties of rocks are effective on their crushability. Therefore, in this study, the effects of the textural properties of igneous and sedimentary rocks on their crushability were investigated. For this purpose, four igneous and four sedimentary rocks were crushed by using roll crusher, and crushability indices (CI) and particle sizes (d_{50} , d_{80}) were determined for all rock samples. The textural properties of rocks were defined by using the texture coefficient (TC) approach on thin section images and TC and grain packing density (AW) values were calculated. Then, TC and AW were statistically analyzed with CI, d_{50} , and d_{80} , respectively. Strong correlations were found CI, d_{50} , and d_{80} with TC and moderate correlations were obtained for AW.

1 GİRİŞ

Yapısal özellikler kayaçların fiziksel ve mekanik özellikleri üzerinde etkilidir ve bu nedenle de kayaçların kırılabilirlik, delinebilirlik, kesilebilirlik veya kazılabilirlik gibi özellikleri üzerinde etkileri mevcuttur. Kayaçların yapısal özellikleri, tane boyutu, tane geometrileri, mineral içeriği, matris yapıları ve ağırlığı gibi birçok parametreden oluşmaktadır. Literatürde kayaçların fiziksel ve mekanik özellikleri ile yapısal özellikleri arasındaki ilişkiyi açıklayan birçok çalışma yapılmıştır (Bell & Culshaw 1998, Tugrul & Zarif 1999, Prikryl 2001; Akesson & diğ. 2001, Raisanen & diğ. 2005).

Howarth & Rowlands (1986, 1987), kaya dokusunun tanımlamak için doku katsayısı (TC) olarak adlandırılan sayısal bir model geliştirmişlerdir. Bu model, laboratuvar

gerçekleştirilen delinebilirlik çalışmaları sonucunda kayaçların dokusal yapılarının, kayacın yük altında çatlaklanmasına karşı fiziksel bir engel oluşturduğu gerçeğinden hareket edilerek geliştirilmiştir. Çalışmaların sonucunda, TC ve tek eksenli basınç dayanımı (UCS), dolaylı (Brazilian) çekme dayanımı (BTS), statik teğet Young modülü ve ilerleme hızı arasında güçlü korelasyonlar bulunmuştur. Ayrıca TC'nin kayaların dayanıklılığını ve delinebilirliğini tahmin etmek için kullanılabileceğini de belirtilmiştir. Bununla birlikte, laboratuvarda yapılan bazı delinebilirlik deneyleri sonucunda elde edilen ilerleme hızı değerleri ile doku katsayısı değerleri arasında beklenenin tersine bir ilişki bulunduğu da rapor edilmiştir (Ersoy & Waller 1995). Bu çalışmada kullanılan kumtaşı, iri taneli ve tane yoğunluğu yüksek olduğu için yüksek bir doku katsayısı

değerine sahip olmasına rağmen yüksek doku katsayılı bir kayaç için beklenenin tam aksine yüksek bir hızla delinmiştir. Bu durum doku katsayısının kayaçların mekanik veya delinebilirlik özelliklerinin belirlenmesinde tek başına yeterli olamayacağıyla açıklanmıştır. Çünkü doku katsayısı hesaplamasında kayaç çimentolanma derecesi, sertliği ve aşındırıcı özellikleri değerlendirilmemektedir.

Kayaçların kırılma özellikleri kırıcı seçimini ve özelliklerini etkiler. Farklı kayaç türlerinin kırılabilirlik ile mekanik özellikleri arasındaki ilişkiler bazı araştırmacılar tarafından incelenmiştir. Kahraman ve Toraman (2008) yaptıkları çalışmada farklı türde kayaçların kırılabilirlik değerleri (CI), gözeneklilik değerleri, yoğunluk değerleri ve Los Angeles aşınma miktarları arasında anlamlı ilişkiler elde etmişlerdir. Başka bir çalışmada ise Toraman & diğ. (2010) kayaçların CI değerleri ile darbe dayanım indeksleri arasında ters doğrusal bir ilişkinin olduğunu tespit etmişlerdir. Ayrıca deneylerde kayaç gözenekliliğinin ve yoğunluğunun sonuçlar üzerinde etkili olduğu gözlemlenmiştir. Bir diğer çalışmada ise Kahraman & diğ. (2017) yirmi dört adet değişik kayacın (sedimanter, magmatik ve metamorfik) UCS, BTS ve kırılabilirlikleri ile CI değerleri arasında ki ilişkiyi ortaya koymuşlardır. Deneyler sonucunda CI değerinden UCS, BTS ve kırılabilirliklerin tahmin edilebileceği sonucuna varılmıştır.

Bu çalışmada; magmatik ve sedimanter kayaç numunelerinin doku katsayısı değerleri (TC, AW), kırılabilirlik indeksleri (CI) ve tane boyutu değerleri belirlenmiştir. Elde edilen veriler kullanılarak istatistiksel analiz yöntemleri yardımıyla kayaçların doku katsayısı ile kırılabilirlik indeksleri ve tane boyutu değerleri arasındaki ilişkiler incelenmiştir.

2 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

2.1 Materyal

Bu çalışma kapsamında ülkemizin değişik bölgelerinden temin edilen 10 farklı kayaç numunesi kullanılmıştır. Bu kayaçların deneylere hazır hale getirilmesi ve test edilmesi Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi Maden Mühendisliği Laboratuvarlarında (Maden İşletme ve Cevher Hazırlama Laboratuvarları) bulunan ekipmanlarla gerçekleştirilmiştir.

Deneylerde kullanılan kayaçlar balyoz yardımıyla kırılarak çeneli kırıcının ağız açıklığına uygun boyutlara indirgenmiştir. Kırılma testi için kayaçlar kademeli olarak çeneli kırıcıda kırılmış, kırıcının çıkış açıklığına (9,8-6,2 mm) uygun olarak -20 + 12,5 mm dar tane boyutuna hazır hale getirilmiştir.

Kırma deneyleri ise laboratuvar tipi merdaneli (çift) kırıcıda gerçekleştirilmiştir (Şekil 1).



Şekil 1. Laboratuvar tipi merdaneli kırıcı

2.2 Kırılabilirlik İndeksinin (CI) Belirlenmesi

Kırılabilirlik indeks deneyi, kayacın kırıcıda maruz kaldığı kuvvetler sonucu kırılmaya karşı gösterdiği direncin dolaylı ölçülmesini belirleyen bir deney yöntemidir (Toraman & diğ. 2010). 20 mm ile 12,5 mm dar tane boyutuna 500 g olacak şekilde hazırlanmış kayaçlar sabit açıklıkta (6,2 mm) tutulan merdaneli kırıcıda kırılmıştır. Ardından kırılan malzeme 6,7 mm boyutundaki elekten elenerek terazide tartılmıştır. Elek altındaki malzeme ilk ağırlığa bölünerek kırılabilirlik indeks değeri (CI) bulunmuştur (Tablo 1).

Tablo 1. Kayaçların kırılabilirlik indeks değerleri

Mağmatik	CI
Granadiyorit (Aksaray)	77,11
Bor bazaltı (Niğde)	78,30
Granit (Kırşehir)	93,00
Andezit (Ankara)	96,38
Sedimanter	CI
Traverten 1 (Denizli)	88,78
Tüf (Nevşehir)	95,83
Traverten 2 (Antalya)	94,05
Siyah kireçtaşı (Denizli)	78,72

2.3 Tane Boyutunun (d_{50} , d_{80}) Belirlenmesi

-20 + 12,5 mm dar tane boyutuna hazırlanmış kayaçlar merdaneli kırıcıda kırıldıktan sonra, elek

analizine tabi tutulmuştur. Kırma işlemine tabi tutulan kayaların tane boyu analizleri 20 mm, 12,5 mm, 9,5 mm, 6,7 mm, 4,75 mm, 3,35 mm, 2,36 mm, 1,7 mm, 1,18 mm, 0,850 mm, 0,600 mm, 0,425 mm elekler (İngiliz BS 410) kullanılarak sarsıntılı elek makinası (Endecotts-Octagon 200) yardımıyla belirlenmiştir (Şekil 2). Hesap edilen kümülatif elek altı değerlerinden d_{50} (kırılmış malzemenin ağırlıkça %50'sinin geçtiği boyut) ve d_{80} (kırılmış malzemenin ağırlıkça %80'nin geçtiği boyut) boyutları elde edilmiştir. Elde edilen d_{50} ve d_{80} değerleri Tablo 2'de verilmektedir.



Şekil 2. Sarsıntılı elek makinası ve kullanılan elekler

Tablo 2. Kayaların d_{50} ve d_{80} değerleri

Mağmatik	d_{80}	d_{50}
Granadiyorit	7,25	4,76
Bor bazaltı	7,02	4,83
Granit	5,62	3,46
Andezit	5,06	3,33
Sedimanter	d_{80}	d_{50}
Traverten 1	5,88	3,44
Tüf	4,76	2,44
Traverten 2	5,20	3,10
Siyah kireçtaşı	6,96	4,46

2.4 Doku Katsayısının (TC) Belirlenmesi

Doku katsayısı; kayaların dokusal özellikleri, kayaç içerisindeki tanelerin, tane şekil özelliklerinin ve kayaç matriks özelliklerinin birlikte düşünülmesi sonucu ortaya çıkan bir kavramdır. Kayaç dokusal özellikleri değerlendirilirken, kayaç içerisindeki tanelerin geometrik özellikleri ve tane ile matriks arasındaki ilişkilerin iyi analiz edilmesi gerekmektedir. Şöyle ki; kayaç içerisindeki her bir tanenin alanı, çevresi,

uzunluğu, genişliği ve açısı doku katsayısı için önemli olduğu gibi tane ile matriks arasındaki ilişki de önemlidir. Tane ile matriks arasındaki ilişki de toplam tane alanı ile matriks alanı değerlerinin sayısallaştırılmasıyla ifade edilebilir (Howarth & Rowlands 1986, Howarth & Rowlands 1987).

Kayaçların dokusal özelliklerinin sayısallaştırılarak belirlenmesi için Howarth & Rowlands (1987) tarafından doku katsayısı (Texture Coefficient) değeri önerilmiştir. Doku katsayısı değeri ile kayaçların dokusal özelliklerini sayısallaştırmak mümkün olmuştur (Eşitlik 1). Doku katsayısı değeri hesaplanırken kayaç içerisindeki tanelerin her birinin şekilsel özellikleri (uzunluk, çevre, alan gibi) ayrı ayrı incelenmekte ve en son sayısal bir değer elde edilmektedir. Doku katsayısının belirlenmesi için kayaca ait ince kesit numunelerinden mikroskop altında alınan görüntüler kullanılmakta ve bu görüntüler bilgisayar programları yardımıyla analiz edilmektedir. Görüntü analizi sonucunda tanelerin ve matriksin yapısına bağlı olarak kayaç için bir doku katsayısı değeri hesaplanmaktadır.

$$TC = AW \left[\left(\frac{N_0}{N_0 + N_1} \times \frac{1}{FF_0} \right) + \left(\frac{N_1}{N_0 + N_1} \times AR_1 \times AF_1 \right) \right] \quad (1)$$

Burada;

TC, doku katsayısı; AW , tane yoğunluğu; AR , tüm tanelerin uzunluk genişlik oranlarının ortalaması; N_0 , AR değeri 2' den küçük olan tane sayısı; N_1 , AR değeri 2' den büyük olan tane sayısı; FF_0 , AR değeri 2' den küçük olan tanelerin şekil faktörü değerlerinin aritmetik ortalaması; AR_1 : AR değeri 2' den büyük olan tanelerin AR değerinin aritmetik ortalaması; AF_1 , açı faktörüdür.

AR değeri bir tanenin uzunluğunun (maksimum feret çapı), genişliğine (minimum feret çapı) oranı olarak hesaplanır. Burada feret çapı; bir taneye dıştan teğet geçen iki paralel doğru arasındaki mesafe olarak tanımlanır. Tane yoğunluğu (AW) ve şekil faktörü değerleri ise Eşitlik 2 ve 3 kullanılarak hesaplanmaktadır. Eşitlik 2' de verilen referans alanı doku katsayısı değerinin hesaplanması için belirlenen toplam alan değeri belirtmektedir.

$$AW = \frac{\sum \text{Tane alanı}}{\text{Referans alan}} \quad (2)$$

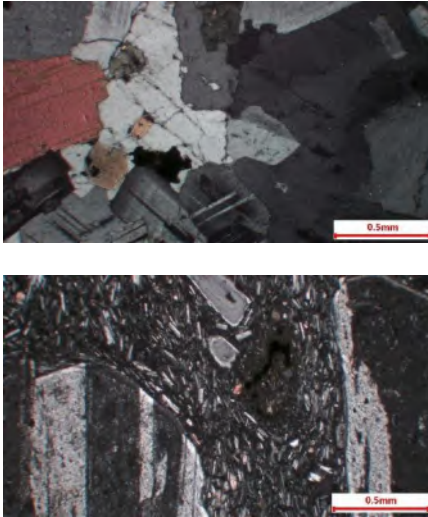
$$FF = \frac{4 \times \pi \times \text{Tane alanı}}{\text{Tane çevresi}^2} \quad (3)$$

Bir tanenin açısı, en büyük feret çapının yatay eksenle yapmış olduğu açı olarak ifade edilir ve açı faktörü değeri (AF₁) sadece AR değeri 2' den büyük (AR>2) olan sapmış taneler için hesaplanır. Açı faktörü değerinin hesaplanması için Eşitlik 4 kullanılır.

$$AF_1 = \sum_{i=1}^9 \left[\frac{x_i}{N \times (N-1)/2} \right] i \quad (4)$$

Burada; x_i, her sınıf için açisal fark sayısı; N, uzun tane sayısı (>2 mm); i: ağırlık sayısı ve sınıf numarasıdır.

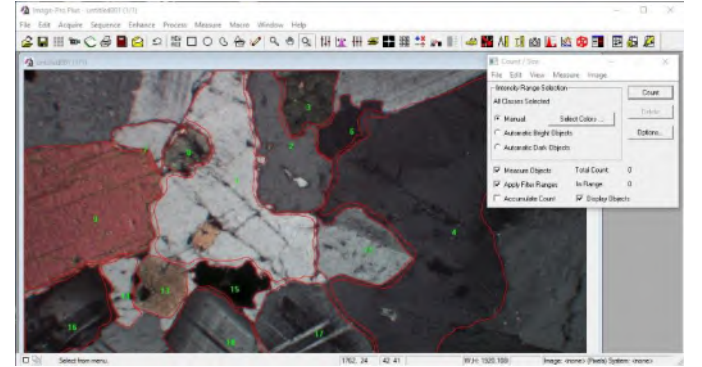
Doku katsayısı hesaplanırken öncelikle kayalardan ince kesit numuneleri alınmıştır (Şekil 3). İnce kesit numunelerinden mikroskoba entegre kamera yardımıyla alınan görüntüler Image Pro-Plus görüntü analizi programına aktarılmıştır.



Şekil 3. Granadiyorit ve bor bazaltının incekesit görüntüsü

Image Pro-Plus programına aktarılan görüntüler her bir kaya numunesi için analiz edilmiş, kayalar içerisindeki her bir tane için ayrı ayrı hesaplamalar yapılmıştır (Şekil 4). Hesaplamalar yapılırken her bir ince kesit görüntüsü üzerinde işaretlenen 500 mikronluk uzunluk referans ölçü olarak alınmış böylelikle tanelerin gerçek boyutları hesaplanmıştır. Her bir kayaç numunesi için üç farklı görüntü üzerinde mineral boyutları belirlenmiştir. Mineral özellikleri belirlendikten sonra Bölüm 2.4' de verilen eşitlikler kullanılarak her bir kayaç numunesi için 3 farklı TC ve AW değerleri hesaplanmıştır. Hesaplanan farklı TC ve AW değerlerinin ortalaması alınmış ve her bir kayaç için ayrı ayrı TC ve AW değerleri elde

edilmiştir. Kayalar için elde edilen TC ve AW değerleri Tablo 3' de verilmiştir.



Şekil 4. İnce kesit görüntüsü üzerinde Image Pro-Plus programında yardımıyla mineral tane özelliklerinin belirlenmesi.

Tablo 3. Kayaların TC ve AW değerleri

Magmatik	TC	AW
Granadiyorit	3,13	0,68
Bor bazaltı	3,26	0,76
Granit	2,38	0,66
Andezit	2,11	0,57
Sedimanter	TC	AW
Traverten 1	1,92	0,55
Tüf	1,55	0,48
Traverten 2	1,84	0,53
Siyah kireçtaşı	2,87	0,72

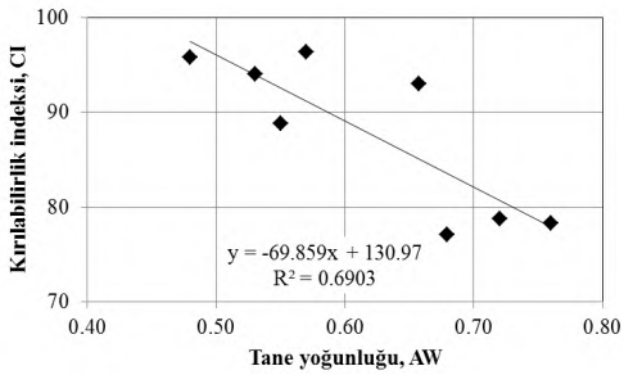
3 BULGULAR ve TARTIŞMA

Gerçekleştirilen deneysel çalışmalar ve analizler sonucunda elde edilen veriler doğrusal regresyon analizi yöntemi ile analiz edilmiştir.

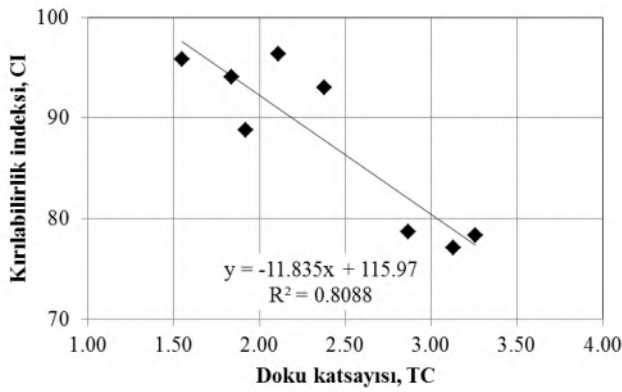
2.4 Kırılabilirlik İndeksi (CI), Doku Katsayısı (TC) ve Tane Yoğunluğu (AW) Arasındaki İlişki

CI ile TC ve AW arasındaki ilişki doğrusal regresyon analizi yöntemi ile analiz edilmiştir (Şekil 5-6). Şekil 5-6 incelendiğinde TC ve AW değerleri arttıkça CI değerinin azaldığı görülmektedir. Sonuçlar analiz edildiğinde anlamlı bir ilişkinin elde edildiği görülmektedir. Literatüre bakıldığında kayaların kırılabilirlik değerleri ile doku katsayısı arasında çok fazla bir çalışma yapılmamıştır. Çomaklı & Çayırılı (2017) yaptıkları çalışmada 5 farklı tip kayacın CI (çeneli kırıcı kullanılarak) ile TC değerleri arasında anlamlı ilişkilerin olduğu tespit edilmişlerdir. Bu çalışmada

ise merdaneli kırıcı kullanılarak CI değerleri elde edilmiş ve AW değerleri ilişki ortaya konmuştur.



Şekil 5. Kayaçların tane yoğunluğu ile kırılabilirlik indeksleri arasındaki ilişki



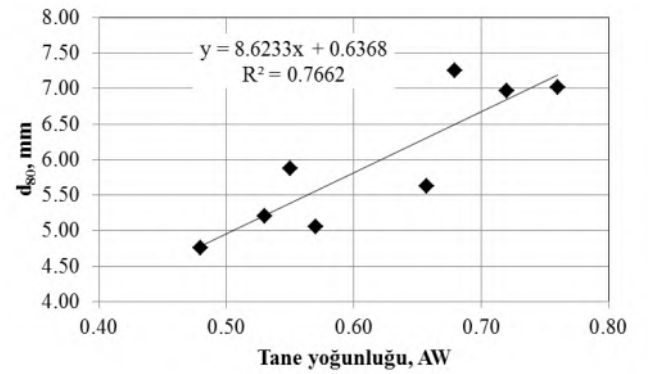
Şekil 6. Kayaçların doku katsayısı ile kırılabilirlik indeksleri arasındaki ilişki

2.5 Tane Boyutu (d_{50} ve d_{80}), Doku Katsayısı (TC) ve Tane Yoğunluğu (AW) Arasındaki İlişki

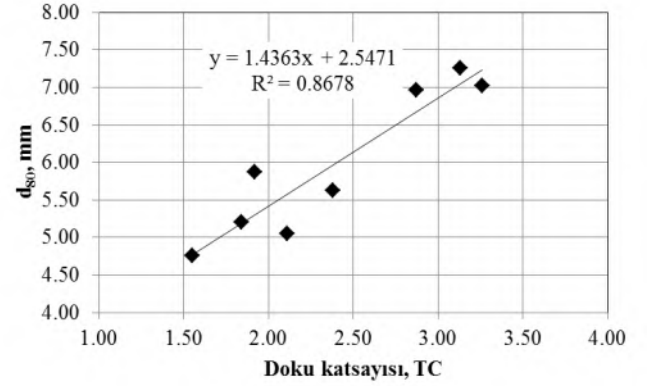
d_{50} ve d_{80} tane boyut değerleri ile TC ve AW değerleri arasındaki ilişkiyi doğrusal regresyon analizi yöntemi ile istatistiksel olarak analiz edilmiştir (Şekil 7-10). Şekiller incelendiğinde AW ve TC değerlerinin artmasıyla d_{50} ve d_{80} tane boyut değerlerinin arttığı ve aralarında yüksek korelasyonlu ilişkilerin elde edildiği görülmektedir. Tane boyut dağılımının kayaçların kırılabilirliği ile doğrudan ilişkili olduğundan elde edilen bu sonuçlar da doku katsayısı ile kayaç kırılabilirlik değerleri arasındaki ilişkiyi doğrulamaktadır. TC ve tane boyutu arasındaki ilişkiye benzer sonuçlar Çomaklı & Çayır (2017) tarafından yapılan çalışmada da elde edilmiştir.

Sonuç olarak bu çalışmada magmatik ve sedimanter kökenli kayaçların kırılabilirlik özellikleri ile doku özellikleri arasındaki ilişkiler incelenmiş anlamlı sonuçlar elde edilmiştir. Magmatik ve sedimanter kökenli kayaçların kendi içerisinde ilişkileri incelenmesiyle elde edilen

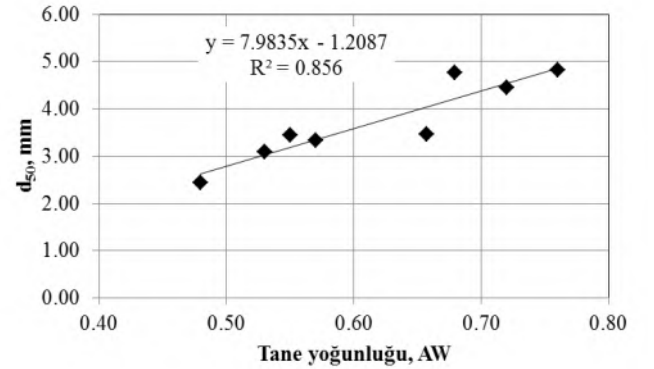
korelasyonların daha da yükseltilebileceği düşünülmektedir.



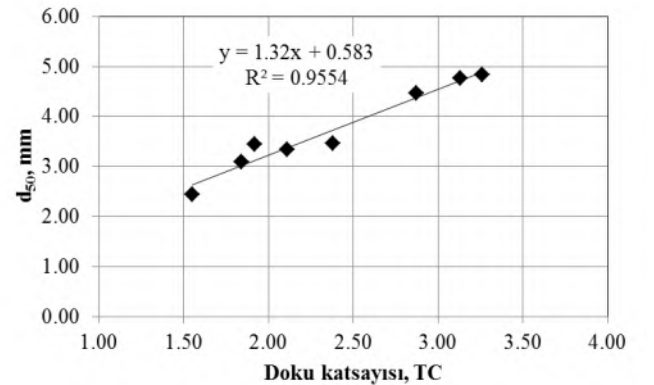
Şekil 7. AW ile d_{80} değeri arasındaki ilişki



Şekil 8. TC ile d_{80} değeri arasındaki ilişki



Şekil 9. AW ile d_{50} değeri arasındaki ilişki



Şekil 10. TC ile d_{50} değeri arasındaki ilişki

3 SONUÇLAR

Bu çalışmada; magmatik ve sedimanter kayaç numunelerinin doku katsayısı değerleri (TC, AW), kırılabilirlik indeksleri (CI) ve tane boyutu değerleri (d_{50} ve d_{80}) belirlenmiştir. Elde edilen veriler kullanılarak istatistiksel analiz yöntemler yardımıyla kayaçların doku katsayısı ile kırılabilirlik indeksleri ve tane boyutu değerleri arasındaki ilişkiler incelenmiştir.

TC ve AW değerleri arttıkça CI değerinin azaldığı görülmüştür. Ayrıca AW ve TC değerlerinin artmasıyla d_{50} ve d_{80} tane boyut değerlerinin arttığı belirlenmiştir. Elde edilen sonuçlar analiz edildiğinde yüksek korelasyonlu ilişkilerin elde edildiği görülmektedir. Bu sonuçlara ilaveten, aynı kökenden gelen kayaçlara ait sonuçların değerlendirilmesiyle daha yüksek korelasyonlu ilişkilerin elde edilebileceği düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

- Åkesson, U., Lindqvist, J., Göransson, M., Stigh, J., 2001. Relationship between texture and mechanical properties of granites, Central Sweden, by use of image-analysing techniques. *Bull Eng Geol Environ*, 60:277–284.
- Bell, F.G. & Culshaw, M.G., 1998. Petrographic and engineering properties of sandstones from the Sneinton Formation, Nottinghamshire, England. *Q J Eng Geol* 31, 5–19.
- Çomaklı, R. & Çayırılı, S., 2017. Kayaç dokularındaki minerallerin bazı şekil özellikleri ile kayaç kırılabilirliği arasındaki ilişkinin incelenmesi. *Niğde Ömer Halisdemir Üniv. Müh. Bilim. Derg.*, 6(2), 670-680.
- Ersoy, A., Waller, M.D., 1995. Textural characterisation of rocks. *Eng Geol.*, 39:123–136.
- Howarth, D.F., Rowlands, J.C., 1986. Development of an Index to Quantify Rock Texture for Qualitative Assessment of Intact Rock Properties. *Geotech Test J.*, 9:169–179.
- Howarth, D.F., Rowlands, J.C., 1987. Quantitative assessment of rock texture and correlation with drillability and strength properties. *Rock Mech Rock Eng.*, 20:57–85.
- Kahraman, S. & Toraman, O.Y., 2008. Predicting Los Angeles abrasion loss of rock aggregates from crushability index. *Bull Mater Sci.*, 31:173–177.
- Kahraman, S., Toraman, O.Y., Cayirli, S., 2017. Predicting the strength and brittleness of rocks from a crushability index. *Bull Eng Geol Environ.*, (article in press).
- Přikryl, R., 2001. Some microstructural aspects of strength variation in rocks. *Int J Rock Mech Min Sci*, 38:671–682.
- Räisänen, M., Kupiainen, K., Tervahattu, H., 2005. The effect of mineralogy, texture and mechanical properties of anti-skid and asphalt aggregates on urban dust, stages II and III. *Bull Eng Geol Environ*, 64:247–256.

- Toraman, O.Y., Kahraman, S., Cayirli, S., 2010. Predicting the crushability of rocks from the impact strength index. *Miner Eng.*, 23:752–754.
- Tuğrul, A. & Zarif, I.H., 1999. Correlation of mineralogical and textural characteristics with engineering properties of selected granitic rocks from Turkey. *Eng Geol.*, 51:303–317.

Effect of increasing temperature on the unconfined compressive strength and P-wave velocity of different carbonate rocks

M.O. Sunnetci, M. Karahan & H. Ersoy

Department of Geological Engineering, Karadeniz Technical University, Trabzon, Turkey

ABSTRACT: This study investigates the effect of increasing temperature on the strength properties of cubic carbonate rock samples. Block samples gathered from Black Sea region were cut down into 5*5*5 cm cubes in the laboratory and divided into 9 groups each having 4 cubic samples. Unconfined compressive strength (UCS) and P-wave velocity (V_p) of one group from each rock type was determined in room temperature, and 5 groups were treated with 5 different levels of temperatures as 200°C, 400°C, 600°C, 800°C and 1000°C for 2 hours. After each treatment, all the tests were repeated as soon as the samples got cool enough. The results indicated that the UCS values of the samples increase with temperature up until 200°C, excluding travertine samples. After that threshold, it begins to decrease, with a dramatic change at a distinct temperature interval. V_p values, on the other hand, gradually decrease with increasing temperature for all rock types.

1 INTRODUCTION

In Eastern Black Sea region of Turkey, carbonate rocks of different origins extensively cover vast landscapes and are widely used as both a structural and ornamental material because of their relatively low prices and beauty. From a somewhat traditional point of view, strength properties of rock samples are determined in room temperature, yet during a fire incident, the temperature in a room could be as high as 2000°C. Such enormous temperatures can easily distort the rock's initial structure, dramatically altering its strength characteristics (Allison and Bristow 1999; Koca et al. 2006; Yavuz et al. 2006). Therefore, many researchers (Kumar 1968; Stesky et al. 1974; Heuze 1983; Lau et al. 1995; Darot and Reuschle 2000; Davies et al. 2001; Koca et al. 2006; Zhang et al. 2009; Vishel et al. 2011; Tang et al. 2011; Sun et al. 2016; Ersoy et al. 2017) investigated the effect of thermal damage on the strength behavior different rock types. This study has been carried out on different carbonate rock types as they are a commonly used structural material in the region.

2 MATERIAL AND METHOD

4 different types of carbonate rocks were used in this study: marble samples from Marmara region and Afyon city, limestone (Kelkit) and travertine (Bahçecik) samples from Gumushane city were gathered from the field and cut into 5*5*5 cm cubes in the laboratory. The samples were then divided into 9 groups each having 4 cubic samples of the

same rock type. One group from each rock type were tested in the room temperature (25°C) for reference. Other groups were tested at increasing temperatures as 200°C, 400°C, 600°C, 800°C, and 1000°C. Severe disintegration (fragmentation, weathering, etc.) of some travertine samples was observed at 1000°C, thus this interval was excluded for this rock type.

All samples were exposed to the corresponding temperature for 2 hours (Fig. 1). Then, as soon as the samples got cool enough, the tests were repeated. The tests included determination P-wave velocity and unconfined compressive strength (UCS). After the tests, change in strength characteristics with increasing temperature were evaluated for each rock type and the temperature interval where the most dramatic change occurred was selected as the 'critical temperature'. 3 groups from each rock type were then treated with their respective critical temperature for 60, 90, and 150 minutes, in order to determine the effect of exposure duration, followed by repetition of the tests.



Fig. 2. Exposure of the samples to temperature and the UCS test.

3 RESULTS

3.1 Travertine Samples

The strength characteristics of travertine samples decreased gradually with increasing temperature (Table 1). The most drastic drop was observed at 800°C, where both UCS and V_p values nearly reduced by half. The samples were disintegrated, so the tests couldn't be repeated at 1000°C.

Table 1. Effect of temperature on travertine samples

Temperature (°C)	UCS (MPa)	V_p (m/sec)
25°C	68	4547
200°C	53	3544
400°C	52	2464
600°C	44	1385
800°C	22	760

At the end of the experiment, travertine samples lost almost %75 of their strength through 25°C to 800°C. To determine the effect of exposure duration, the travertine samples were treated with their critical temperature (800°C) for 60, 90 and 150 minutes. The results of effect of exposure duration tests are presented in Table 2.

Table 2. Effect of exposure duration on travertine samples

Exposure duration (min)	UCS (MPa)	V_p (m/sec)
60	14	776
90	20	403
150	16	874

The results show that the critical exposure duration for UCS is between 90 and 150 minutes, yet no meaningful change in V_p values was observed.

3.2 Gray Marble Samples

V_p values of gray marble samples gradually decreased with increasing temperature. This time, however, the most significant change in V_p values was at 200°C with a 40% decrease, rather than 800 or 1000°C. UCS of the samples increased with increasing temperature up until 200°C, beyond which they decrease gradually (with a questionable, slight increase in 800°C), most significantly at 1000°C with an almost 25% drop. The results are presented in Table 3.

Table 3. Effect of temperature on gray marble samples

Temperature (°C)	UCS (MPa)	V_p (m/sec)
25°C	61	5911
200°C	82	3891
400°C	66	2869
600°C	50	1841
800°C	54	1279
1000°C	37	1167

1000°C was selected as the critical temperature for gray marble samples because both V_p and (especially) UCS values decrease at this temperature. At 200°C, V_p values decrease drastically but UCS values increase. Table 4 presents exposure duration test results for gray marble samples.

Table 4. Effect of exposure duration on gray marble samples

Exposure duration (min)	UCS (MPa)	V_p (m/sec)
60	53	1313
90	54	1420
150	49	1163

It is seen from the Table 4 that the critical exposure duration for both UCS and V_p is between 90 and 150 minutes.

3.3 White Marble Samples

White marble samples showed a very similar behavior to gray marble: their V_p values continuously decreased with increasing temperature while UCS values increased up until 200°C and then decreased gradually. The most significant drop for both values occurred in 400°C with almost %45 decrease (Table 5). Overall strength of the samples decreased nearly by 80% at the end of the tests.

Table 5. Effect of temperature on white marble samples

Temperature (°C)	UCS (MPa)	V _p (m/sec)
25°C	64	6219
200°C	79	4007
400°C	44	2452
600°C	36	1844
800°C	33	1140
1000°C	21	877

The results of effect of exposure duration tests are presented in Table 6.

Table 6. Effect of exposure duration on gray marble samples

Exposure duration (min)	UCS (MPa)	V _p (m/sec)
60	35	4479
90	40	4660
150	36	4844

The results indicate that the critical exposure duration for UCS is between 90 and 150 minutes. No significant change in V_p values was observed.

3.4 Limestone Samples

Limestone samples had the highest UCS values amongst the groups, but V_p values were almost identical. Their overall V_p values decreased by only 50% throughout the test, where in other groups this was about 80% in average. Their UCS, on the other hand, decreased by almost 85%, from 169 MPa to 28. The most significant drop in UCS was observed at 1000°C with approximately 66%, while V_p values showed a more gradual decrease. Minor increments were present for both UCS and V_p at 200 and 800°C (Table 7).

Table 7. Effect of temperature on limestone samples

Temperature (°C)	UCS (MPa)	V _p (m/sec)
25°C	169	5879
200°C	180	6060
400°C	95	5655
600°C	66	3964
800°C	90	4040
1000°C	28	3049

The results of effect of exposure duration tests for the limestone samples at 1000°C are presented in Table 8. The results indicate that the critical exposure duration for UCS is between 60 and 90 minutes. No significant change in V_p values was observed as they decrease gradually.

Table 8. Effect of exposure duration on limestone samples

Exposure duration (min)	UCS (MPa)	V _p (m/sec)
60	99	4786
90	54	4030
150	58	3347

4 DISCUSSION AND CONCLUSIONS

Change in strength behavior of different carbonate rocks types with increasing temperature is investigated in this study. The results indicate that the overall UCS and V_p values of carbonate rocks decreases with increasing temperature, yet there exist some interesting exceptions.

The UCS values of travertine samples decreased from 68 MPa to 22 MPa, and V_p values from 4547 m/sec to 760 m/sec. Unlike other rock types, UCS values of the travertine samples gradually decreased with increasing temperature, rather than increasing up until 200°C. This could be because of the porous structure of the rock, which causes the expanding grains to relocate towards the gaps rather than supporting each other.

At the end of the tests, UCS values of gray marble samples decreased from 61 MPa to 37 MPa, and V_p values from 5911 m/sec to 1167 m/sec. At 200°C, a slight increase in UCS can be observed while the V_p value decreases by almost 40%. In fact, this slight increase in UCS at 200°C is present in all rock types except travertine (see topic 5.1), and it is most likely because of the expansion of grains due to the increase in temperature without any significant damage to physical structure. This expansion increases the grain-grain contacts in the sample and contributes to the strength. Beyond this temperature, however, explicit changes in the natural color of the rocks are easily observed, suggesting a significant damage is dealt to the physical structure of the sample. V_p value, on the other hand, is independent from this phenomenon, because both the expansion of grains and their physical disintegration increase the volume of micro spaces in the sample, causing the velocity of P-waves to decrease.

Increasing temperature reduced the UCS of white marble samples from 64 MPa to 21 MPa, and V_p values from 6219 m/sec to 877 m/sec. Their behavior throughout the test was very similar to the gray marble, only difference was that there were no distinguish change in V_p values during exposure duration tests.

The most dramatic change in UCS with increasing temperature amongst the groups was observed in limestone samples, where it dropped

from 169 MPa to 28 MPa. The most significant decrease was at 1000°C. The V_p values, on the other hand, decreased by only 50%, the least amongst the groups, from 5879 m/sec to 3049 m/sec. Minor increases in both UCS and V_p are observed at 200°C and 800°C, and this may be because of the natural strength differences amongst the samples in the groups.

5 REFERENCES

- Allison, R.J. and Bristow, G.E., 1999. The effects of fire on rock weathering: some further considerations of laboratory experimental simulation. *Earth Surf Process Landf*, 24(8), 707–713.
- Darot, M. and Reuschle, T., 2000. Acoustic wave velocity and permeability evolution during pressure cycles on a thermally cracked granite. *Int J Rock Mech Min Sci*, 37, 1019–1026.
- Davies, M. C., Hamza, O. and Harris, C., 2001. The effect of rise in mean annual temperature on the stability of rock slopes containing ice-filled discontinuities. *Permafrost and periglacial processes*, 12(1), 137–144.
- Ersoy, H., Kolaylı, H., Karahan, M., Karahan, H. and Sunnetci, M.O., 2017. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, <https://doi.org/10.1007/s10064-017-1208-z>.
- Heuze, F.E., 1983. High-temperature mechanical, physical and thermal properties of granitic rocks-a review. *Int J Rock Mech Min Sci and Geomech Abstr*, 20(1), 3–10.
- Koca, M.Y., Özden, G., Yavuz, A.B., Kınca, C., Onargan, T. and Küçük, K., 2006. Changes in the engineering properties of marble in fire-exposed columns. *Int J Rock Mech Min Sci*, 43, 520–530.
- Kumar, A., 1968. The effect of stress rate and temperature on the strength of basalt and granite. *Geophysics*, 33(3), 501–510.
- Lau, J.S.O., Gorski, B., Jackson, R., 1995. The effects of temperature and water saturation on mechanical properties of lacdu bonnet pink granite. 8th International Congress on Rock Mech. Tokyo, 1167–1172.
- Stesky, R. M., Brace, W. F., Riley, D. K. and Robin, P. Y., 1974. Friction in faulted rock at high temperature and pressure. *Tectonophysics*, 23(1-2), 177–203.
- Sun, Q., Lü, C., Cao, L., Li, W., Geng, J. and Zhang, W., 2016. Thermal properties of sandstone after treatment at high temperature. *Int J Rock Mech Min Sci*, 85, 60–66.
- Tang, F., Mao, X., Zhang, L., Yin, H. and Li, Y., 2011. Effects of strain rates on mechanical properties of limestone under high temperature. *Min Sci Technol*, 21(6), 857–861.
- Vishal, V., Pradhan, S. P. and Singh, T. N., 2011. Tensile strength of rock under elevated temperatures. *Geotechnical and Geological Engineering*, 29(6), 1127.
- Yavuz, H., Altindag, R., Sarac, S., Ugur, I. and Sengun, N., 2006. Estimating the index properties of deteriorated carbonate rocks due to freeze–thaw and thermal shock weathering. *Int J Rock Mech Min Sci*, 43, 767–775.
- Zhang, L.Y., Mao, X.B. and Lu, A.H., 2009. Experimental study on the mechanical properties of rocks at high temperature. *Sci China Ser E Technol Sci*, 52(3), 641–646.

Yüksek Sıcaklık Etkisinde Kalan Volkanik Kayaçların Fiziksel ve Mekanik Özelliklerinin Sıcaklık Derecesi ve Süresine Bağlı Değişimi

M. Karahan, H. Ersoy, M.O Sünnetci, H. Karahan & H. Kolaylı

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 61080, Trabzon

ÖZET: Bu çalışmada, Trabzon ili ve çevresinde yaygın şekilde kaplama, döşeme ve kaldırım taşı olarak kullanılan tefrit örneklerinin mühendislik özelliklerinin yüksek sıcaklıklar etkisiyle değişimi incelenmiş, kritik sıcaklık için etkin sıcaklık süresi araştırılmıştır. Örnekler 200, 400, 600, 800, 1000 ve 1200 °C arasında farklı sıcaklıklarda 2 saat süre ısıtılmış ve soğumaya bırakılmıştır. Yüksek sıcaklıklara maruz kalan örnekler üzerinde gerçekleştirilen deneyler sonucunda tek eksenli sıkışma dayanımındaki toplam azalmanın yaklaşık % 60'ının, boyuna dalga hızındaki toplam azalmanın ise yaklaşık % 55'inin 600 °C sıcaklığa kadar meydana geldiği tespit edilmiştir. Bu sonuçlar dikkate alındığında tefrit örnekleri için kritik sıcaklığın 600 °C olduğu düşünülmüştür. Kritik sıcaklık değerinde zamanın kayaç örneklerinin mühendislik davranışı üzerinde etkisinin araştırılması amacıyla örnekler 600 °C'de 30, 60, 90 ve 120 dakika ısıtılmış ve 60 dakikadan sonra tek eksenli basınç dayanımı değerlerinde ani bir düşüşün olduğu görülmüştür. Çalışmalar sonucunda tefrit örneklerin 600 °C olan kritik sıcaklığa 60 dakikadan fazla maruz kalması sonucunda bu kayaçların mühendislik özelliklerinde ani değişimlerin meydana geldiği tespit edilmiştir.

ABSTRACT: In this study the effect of high temperature on the engineering properties of the tephrite samples was examined and the effective temperature duration for the critical temperature was investigated which tephrite samples is widely used as covering, flooring and paving stone in province of Trabzon and its surroundings. These samples were exposed to specific temperatures level of 200, 400, 600, 800, 1000 and 1200 °C in the oven for two hours and cooled down to room temperature. As a result of experiments on samples inflicted to high temperatures have been detected that about 60% of the total reduction in uniaxial compression strength and about 55% of the total reduction in longitudinal wave velocity occur up to 600 °C. When these results are taken into account it is considered that the critical temperature for tephrite samples is 600 °C. In order to investigate the effect of rock samples engineering behavior at critical temperature the samples were heated at 600 °C for 30, 60, 90 and 120 minutes and after 60 minutes a sudden decrease in the uniaxial compressive strength values. As a result of the studies, it has been determined that sudden changes in the engineering properties of these rocks have been detected as a result of exposure of the tephrite samples to the critical temperature of 600 °C for more than 60 minutes.

1 GİRİŞ

Yüksek sıcaklık etkisi altında kayaçların fiziksel, mekanik ve elastik özelliklerinde bir takım değişiklikler meydana gelmektedir. Meydana gelen değişimler kayacın dayanımını olumsuz yönden etkilediği için bir takım mühendislik problemine neden olmaktadır. Yüksek sıcaklığın kayaçların üzerindeki olumsuz etkileri üzerine yakın zamanda birçok araştırmacı tarafından çalışmalar yapılmıştır. Yapılan çalışmalarda örnekler yüksek sıcaklıklara maruz bırakılarak örneklerin dayanımında, porozitesinde, permabilitesinde, boyuna dalga hızında, Shore sertliğinde, young modülünün, elastisite modülünde meydana gelen değişimleri araştırmışlardır (Wang vd. 1989; Ferrero ve Marini. 2001; Koca vd. 2006; Xu vd. 2003; Dwivedi vd. 2008; Chen vd. 2012; Ersoy vd.

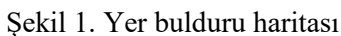
2014). Günümüzde doğal yapıtaşları birçok alanda yaygın olarak kullanılmaktadır. Özellikle bina iç ve dış kaplamalarında, fabrika, tünel, köprü inşaatlarında, jeotermal araştırmalarda, petrol platformlarında doğal yapıtaşları kullanılırken aynı zamanda kaya kütleleri içinde derin yeraltı kazıları yapılmakta ve bazı durumlarda derin jeolojik bariyer olarak kullanılmaktadır.

Gerek bulundukları ortamlar yüzünden gerekse yangın etkisi ile doğal yapıtaşları ve kaya kütleleri yüksek sıcaklıklara maruz kalmaktadırlar. Yüksek sıcaklık etkisi ile kayaçta meydana gelen fiziksel ve mekanik değişimin şiddeti maruz kalınan sıcaklık derecesine, zamana, soğuma şekline ve kayacın birtakım özelliklerine bağlıdır. Bu özellikler ise şunlardır; kayacın mineralojik bileşimi, mineral boyutu, hamurun-çimentonun türü, çimentolanma derecesi, porozite, kırık ve

Bu çalışma kapsamında Trabzon ili ve çevresinde yaygın bir şekilde kaplama ve döşeme taşı olarak kullanılan tefrit örneklerinin (Şekil 1). yüksek sıcaklık etkisi altında meydana gelen fiziksel ve mekanik değişimler araştırılmıştır. Çalışmada her sıcaklık kademesi için 10 adet tefrit örneği 200, 400, 600, 800, 1000 ve 1200 °C sıcaklıkta 2 saat süreyle maruz bırakıldıktan sonra oda sıcaklığında ve su içerisinde soğutulmuştur. Soğuyan örnekler üzerinde tek eksenli sıkışma dayanımı, boyuna dalga hızı, kızdırma kaybı değerleri ölçülmüş ve bu değerler ilksel değerler ile kıyaslanmıştır.

Çalışma kapsamında deneye tabi tutulmak üzere ISRM (2007) standartlarına uygun 88 adet silindirik tefrit örneği hazırlanmıştır. Örneklerin boy 146 mm ve çapları ise 49 mm olup boy/çap oranı 2.5-3 olarak alınmıştır. Alınan örnekler karot ucu düzeltme makinesinde iki yüzeyi düzeltilerek 0.01 mm hassasiyette paralel hale getirilmiştir. Herhangi bir ısıl işleme tabi tutulamayan 10 adet tefrit örneğinin yoğunluğu 2.78 gr/cm^3 , tek eksenli sıkışma dayanımı 128 Mpa ve boyuna dalga hızı değeri ise 5335 m/sn olarak tespit edilmiştir.

Çalışmada ilk olarak her sıcaklık kademesi için 10 adet örnek 2 saat süreyle 200, 400, 600, 800, 1000 ve 1200 °C sıcaklığa maruz bırakılmıştır. Kül fırını 10°C/dak oranla ısıtılmış ve hedeflenen sıcaklığa gelince örnekler 2 saat süreyle fırında ısıtılma işlemine tabi tutulmuştur, 2 saatlik süre sonunda fırın kapatılmış ve örnekleri yarısı suya atılarak diğer yarısı ise oda sıcaklığında soğumaya bırakılmıştır.



Isıtma ve soğutma işleminde sonra örneklerin P-dalgı hızları oda koşullarında ultrasonik teknik yöntemi ile ölçülmüştür. Ultrasonik ölçüm tekniğı hasarsız bir ölçüm tekniğı olup malzemenin dayanımdaki değışimi tespit etmeye yarar bu yöntem ile gözle tespit edilemeyen hasarlar kolay bir şekilde tespit edilebilir (Chaki vd., 2008).

Ultrasonik hız ölçümleri Pundit plus cihazı ile ölçülmüş, ölçümlerde ise 154 kHz'lik frekansa sahip alıcı ve verici problar kullanılmıştır. Isıl işlem öncesi oda koşullarındaki durum için tüm örneklerin P-dalga hızları ölçülmüştür. Isıl işlem sonrası da her sıcaklık kademesi için tüm örneklerin P-dalga hızları ölçülerek ilksel değerlerle kıyaslanmıştır. Böylece sıcaklık etkisi kayacın boyuna dalga hızında meydana gelen değişim tespit edilmiştir. Boyuna dalga hızları karot numunesinin boyunun ölçülen sonik süreye bölünmesi ile hesaplanmıştır.

Her sıcaklık kademesi için havada ve suda soğuyan örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımı servo kontrollü hidrolik preste 0.5 MPa/sn'lik bir hız ile kırılarak örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımı tespit edilmiştir. Elde edilen tek eksenli sıkışma dayanımı değerleri ilksel değerler kıyaslanarak sıcaklık artışın ile dayanımda meydana gelen değişimler tespit edilmiştir.

Ayrıca her sıcaklık kademesi için örneklerin sıcaklık etki ile kızdırma kaybı değeri de tespit edilmiştir. Kızdırma kaybı örneğin başlangıç ağırlığının ısı işlem sonrası tartılan ağırlığından çıkarılması ile hesaplanmıştır.

Isıl işleme tabi tutulup oda koşullarında ve suda soğutulan örneklerin ilksel değerlere kıyasla tek eksenli sıkışma dayanımındaki ve P-dalga hızlarındaki azalmalar dikkate alınca tefrit örnekleri için kritik ısı değerinin 600 °C olduğu tespit edilmiştir. Tespit edilen bu sıcaklık değerinde örneğin ne kadar sürede termal hasara uğradığını tespit etmek için zamanın etkisi araştırılmıştır. Bu kapsamda örnekler 30, 60, 90 ve 120 dakika süreyle 600 °C kül fırınında ısıtıldıktan sonra örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımı ve P-dalga hızlarına bakılarak kritik sıcaklıktaki kritik süre tespit edilmiştir.

3 DENEY SONUÇLARI

"Isıl işleme tabi tutulup oda koşullarında ve suda soğutulan örneklerin ilksel değerlere kıyasla tek eksenli sıkışma dayanımındaki ve P-dalga hızlarındaki azalmalar dikkate alınca tefrit örnekleri için kritik ısı değerinin 600 °C olduğu tespit edilmiştir. Tespit edilen bu sıcaklık değerinde örneğin ne kadar sürede termal hasara uğradığını tespit etmek için zamanın etkisi araştırılmıştır. Bu kapsamda örnekler 30, 60, 90 ve 120 dakika süreyle 600 °C kül fırınında ısıtıldıktan sonra örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımı ve P-dalga hızlarına bakılarak kritik sıcaklıktaki kritik süre tespit edilmiştir."

Örneklere ait ölçülen P-dalga hızı değerleri Tablo-1'de verilmiştir. Her sıcaklık kademesi ve her iki soğuma şekli için P-dalga hızları hesaplanmış ve başlangıçtaki (oda koşullarındaki) değerler ile karşılaştırılmıştır. Sonuçlar incelendiğinde sıcaklık artışı ile birlikte P-dalga hızında azalmanın meydana geldiği görülmektedir (Şekil 2).

Bütün sıcaklık kademesi için oda sıcaklığında ve suda soğuyan örneklerin P-dalga hızlarının ilksel duruma kıyasla meydana gelen yüzde azalmalar sırası ile 12%-8%, 28%-28%, 55%-56%, 72%-66% ve 64%-73%'tür. Değerlerden görüldüğü gibi sıcaklık artışı ile birlikte belirgin bir şekilde P-dalga hızında azalmalar meydana gelmiştir. P-dalga hızındaki azalmanın nedeni sıcaklık artışı ve termal şok etkisi ile kayacı oluşturan minerallerdeki genleşme ve büzülme ile mineral sınırı boyunca yeni termal kırıklar oluşmuş, mineraller bozuşmuş, mevcut kırıklar birleşerek büyümüştür. Meydana gelen termal hasar yüzünden sıcaklık artışı ile kayadaki boşluk oranı artmış ve bu durum P-dalga hızının azalmasına neden olmuştur. Her sıcaklık kademesi ve iki soğuma şekli için ortalama değerleri ve yüzde azalma miktarları Tablo 1' de verilmiştir.

Tablo 1. Havada ve suda soğumuş örneklere ait P-dalga hızının ortalama değerleri ve meydana gelen azalma yüzdeleri

Sıcaklık (°C)	Havada Soğuma		Suda Soğuma	
	V _{port}	V _{pazalma}	V _{port}	V _{pazalma}
25	5335	-	5335	-
200	4700	11.9	4925	7.69
400	3843	27.97	3823	28.34
600	2401	55	2358	55.8
800	1506	71.77	1830	65.7
1000	1897	64.44	1428	73.23

V_{port}: ortalama değer, V_{pazalma}: azalma yüzdesi

Yüksek sıcaklık kayaların mekanik özelliklerini etkileyen önemli bir faktördür. Yüksek sıcaklık etkisi ile kayaların içyapısında bir takım değişiklikler meydana gelir. Meydana gelen değişimin nedeni sıcaklıktaki değişim ile birlikte minerallerin genleşip-büzülmesi sonucu mineral sınırları boyunca mevcut kırıkların büyümesine ve yeni termal kırıkların oluşmasıdır. Bu olay sonucunda sıcaklık artışı ile birlikte kırık yoğunluğu artmaktadır. Bu duruma ek olarak ısı işlem minerallerde bozuşmaya neden olur. Her iki durum yüzünden sıcaklık artışı ile kayacın dayanımında azalma meydana gelir (Harputlu, 2016).

Oda sıcaklığında ve su içerisinde soğuyan örnekler için tek eksenli sıkışma dayanımındaki azalma sırası ile 5%-11%, 21%-40%, 59%-62%, 73%-60% ve 65%-80% (Tablo-2). Tek eksenli sıkışma dayanımındaki azalma nedeni tefritin iç yapısında meydana gelen termal hasardan kaynaklanmaktadır. Tefrit farklı minerallerinden meydana gelen bir kayadır, her mineral sıcaklık karşısında farklı oranlarda genişip-büzülürler bu durum mineral sınırları boyunca mikro kırıkların oluşmasına ve bu oluşan kırıkların zamanla birleşerek büyümesine neden olur.

Yeni kırıkların oluşması, mevcut kırıkların büyüyüp genişlemesi ve minerallerin bozulması kayacın dayanımını önemli ölçüde azaltmaktadır (Şekil-3).

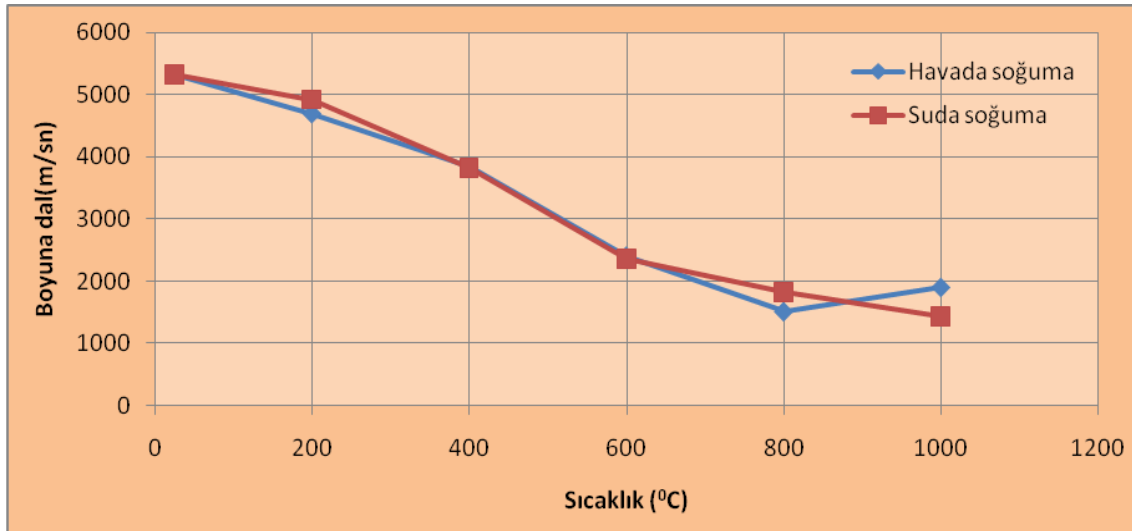
Her sıcaklık kademesi için oda sıcaklığında ve suda soğumuş örnekler için ortalama değerler ve yüzde azalma miktarları Tablo 2’de verilmiştir.

Oda koşullarında tefrit örneği gri renkli olup 400 °C’den önce fiziksel ve mekanik belirgin bir değişiklik gözlenmemiştir. Sıcaklık 200 °C’de iken tefritin gri rengi kırmızımsı pembe renge dönüşmüş, tek eksenli sıkışma dayanımında ise çok az bir değişim meydana gelmiştir.

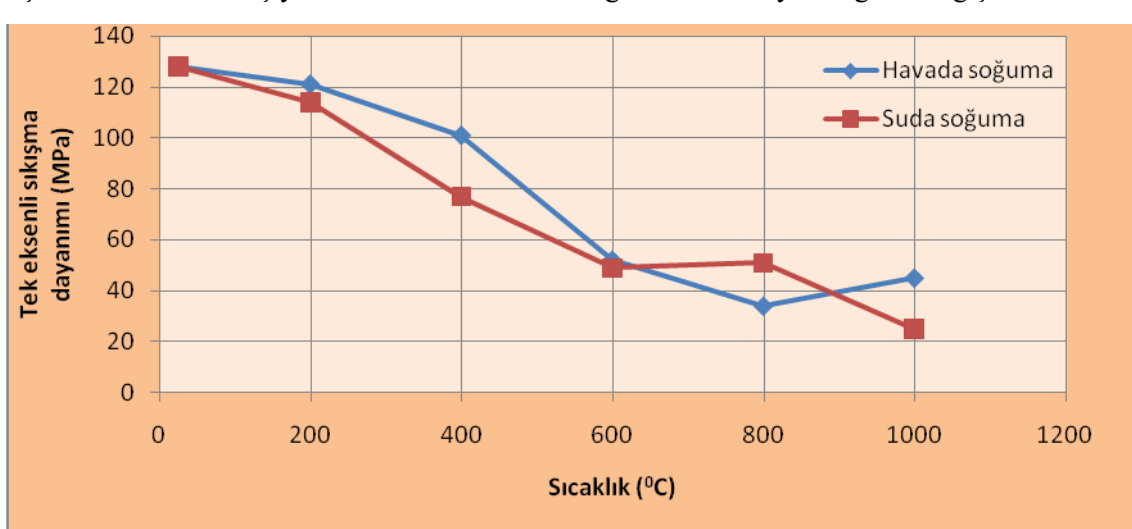
Tablo 2. Havada ve suda soğumuş örnekler için ortalama tek eksenli sıkışma dayanımı değerleri ile azalma yüzdeleri

Sıcaklık (°C)	Havada Soğuma (Mpa)		Suda Soğuma (Mpa)	
	UCS _{ort}	UCS _{azalma}	UCS _{ort}	UCS _{azalma}
25	128	-	128	-
200	121	5	114	11
400	101	21	77	40
600	52	59	49	62
800	34	73	51	60
1000	45	65	25	80

UCS_{ort}: ortalama değer, UCS_{azalma}: azalma yüzdesi



Şekil 2. Sıcaklık artışıyla birlikte örneklerin P-dalga hızında meydana gelen değişimler



Şekil 3. Sıcaklık artışıyla birlikte örneklerin dayanımında (UCS) meydana gelen değişimler

Sıcaklık 200 °C' den 1000 °C'ye yükselince gri renk kırmızıya dönüşmüş, gözle görülecek boyutta termal kırıklar oluşmuş, karot numunelerde yer yer parçalanmalar meydana gelmiştir. Karot numunelerde oluşan termal kırıklar ve termal bozuşma Şekil 4'te görülmektedir. Örnekler 1100 °C' de erime sıcaklığına erişmiş ve bu sıcaklıkta erime meydana gelmiştir. Sıcaklık artışı ile birlikte kızdırma kaybı da artmıştır, bu artış Şekil 5 'te net bir şekilde görülmektedir

Hesaplan kızdırma kaybı Tablo 3' te verilmiştir. Kızdırma kaybı buharlaşma ve dehidratasyondan kaynaklanmaktadır. 200 °C sıcaklığa kadar karot numune içindeki serbest su sıcaklık yüzünden buharlaşarak ortamdan uzaklaşırken, 200 °C ve 1000 °C'de dehidratasyon başlar ve minerallerin bünyesindeki su ortamdan uzaklaşır. Bu iki durum karot numunenin ağırlığının azalmasına neden olur.



Şekil 4. Sırası ile 200 (a), 400(b), 600(c), 800(d), 1000(e) ve 1200 °C (f) sıcaklığa maruz kalmış örnekler

Tablo 3. Havada soğumuş örneklerle ait ortalama % kütle kaybı değerleri

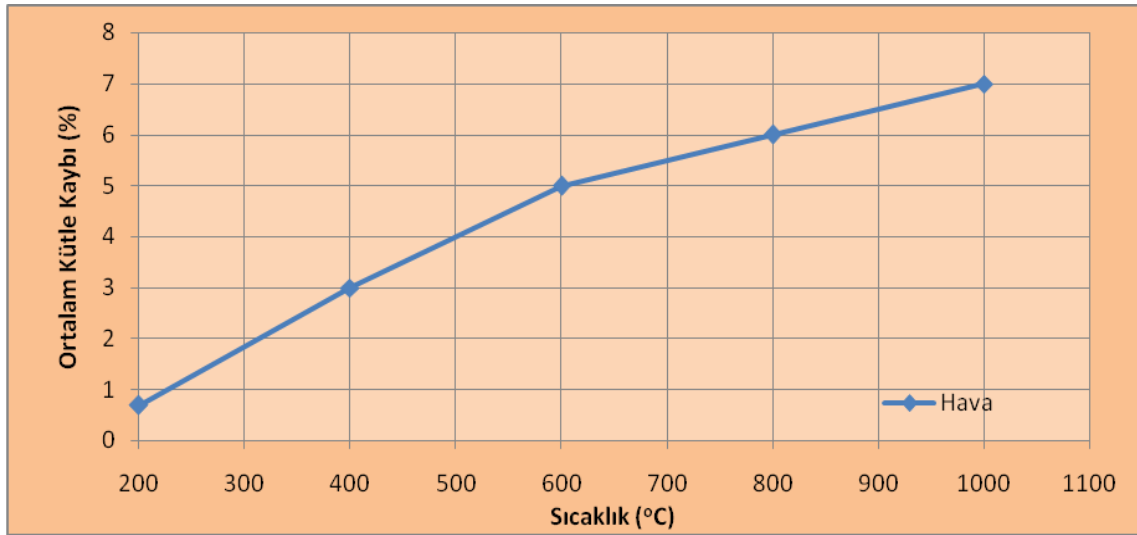
Sıcaklık (°C)	Örnek Sayısı (Adet)	Kütle Kaybı (%)
200	3	0.7
400	3	3
600	12	5
800	10	6
1000	7	7

Yüksek sıcaklık değerlerinde tefrit örneklerinin sıcaklığa maruz kalma süresi ile dayanımı arasındaki ilişkinin tespit edilmesi amacıyla belirlenen kritik sıcaklıkta örnekler farklı zaman aralıklarında ısıtılmıştır. Isıtılan örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımı tespit edilerek ısıtılma süresinin etkisi araştırılmıştır. Dayanımdaki ve kütle kaybındaki ani düşüşler ile ve P-dalga hızındaki azalmalar dikkate alındığında kritik sıcaklık 600°C olarak seçilmiştir.

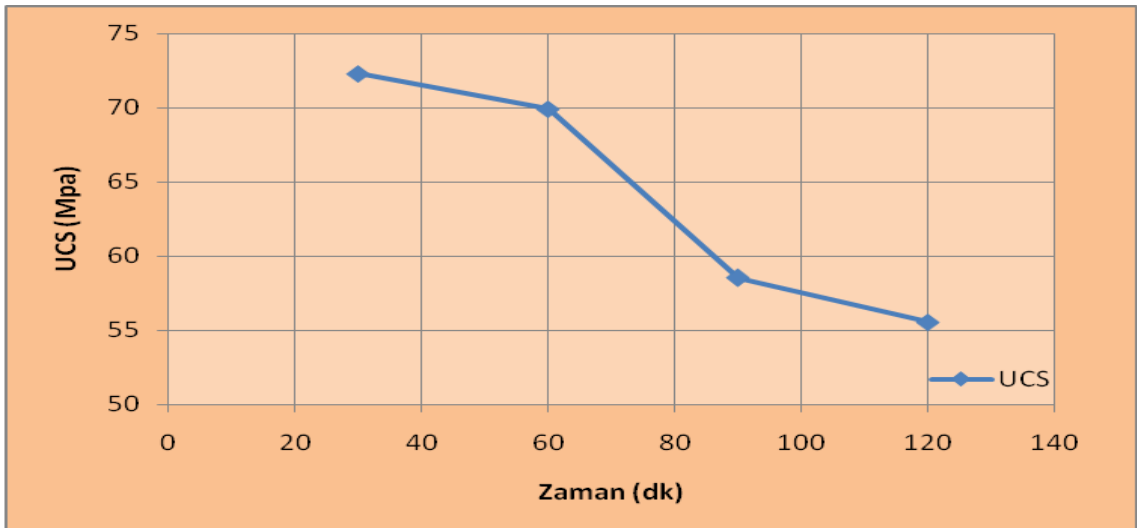
Seçilen bu sıcaklık değerinde örnekler 30, 60, 90 ve 120 dakika süreyle ısıtılmıştır. Isıtılan ve havada soğuyan örneklerle ait tek eksenli sıkışma dayanımı değerleri sırasıyla; 72, 69, 58 ve 55 MPa'dır (Tablo 4). Dayanım değerleri incelendiğinde ısıtılma süresi arttıkça örneklerin dayanımında azalmalar meydana geldiği anlaşılmıştır. Şekil 6 incelendiğinde tefritler için kritik sıcaklıkta kritik sürenin 60-90 dk arasında olduğu görülmüştür.

Tablo 4. Farklı ısıtılma sürelerine ait örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımı değerleri

Zaman (dk)	Örnek Sayısı (Adet)	UCS (MPa)
30	3	72.31
60	3	69.91
90	3	58.52
120	5	52



Şekil 5. Sıcaklık artışıyla kütle kaybı arasındaki ilişki



Şekil 6. Kritik sıcaklıkta zaman artışı ile birlikte örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımında meydana gelen değişim

Örnekler 200 – 1200 °C arasında farklı sıcaklıklarda 2 saat süre ile kül fırınında ısıtılmış, soğuma hem oda sıcaklığında hem de termal şok oluşturmak için su içerisinde gerçekleştirilmiş, tefritlerin mühendislik özelliklerindeki değişim belirlenmesi amacıyla tek eksenli basınç direnci, ultrasonik dalga hızı ve sıcaklık kademeleri sonucunda kızdırma kayıpları hesaplanmıştır.

Yapılan çalışmalar sonucunda, her sıcaklık kademesi için fiziksel ve mekanik özelliklerde azalmanın meydana geldiği, 1000 C°'ye maruz kalmış havada ve suda ayrı olarak soğuyan örneklerde tek eksenli sıkışma dayanımı değerlerinde % 65 ve % 80 oranında, boyuna dalga hızı değerlerinde % 64 ve % 73 oranında azalma görüldüğü ortaya koyulmuştur.

Oda sıcaklığında soğumaya bırakılmış örneklerde 1000 C°'de kütle kaybı değeri % 7'ye ulaşmıştır.

Elde edilen veriler sonucunda, boyuna dalga hızındaki toplam azalmanın yaklaşık % 55'inin, tek eksenli sıkışma dayanımındaki toplam azalmanın ise yaklaşık % 60'ının, 600 C° sıcaklığa kadar meydana geldiği bu sıcaklık kademesinden sonra değişimin azaldığı anlaşılmıştır.

Kritik sıcaklık değerinde zamanın kayalık örneklerinin mühendislik davranışı üzerinde etkisinin araştırılması için örnekler kritik sıcaklıkta 30, 60, 90 ve 120 dakika ısıtılmış ve 60. dakikadan sonra tek eksenli basınç direnci değerlerinde ani bir düşüşün olduğu belirlenmiştir.

Elde edilen tüm sonuçlar tefrit örnekleri için kritik sıcaklık değerinin 600 C°, etkin sıcaklık zamanının ise 60 dakika olduğunu göstermektedir.

Bu çalışma kapsamında elde edilen sonuçlar doğrultusunda doğal yapı taşı olarak kullanılan farklı kökene sahip kayalıklarda da sıcaklık etkisinin araştırılması, bununla birlikte özellikle kritik ve etkin sıcaklık zamanı için örneklerin mineralojik özelliklerinin nasıl değiştiğinin ortaya koyulması önerilmektedir.

KAYNAKLAR

- Dwivedi RD, Goel RK, Prasad VVR, Sinha A (2008) Thermo-mechanical properties of Indian and other granites. *Int J Rock Mech Min Sci* 45:303–315
- Chaki S, Takarli M, Agbodjan (2008) Influence of thermal damage on physical properties of a granite rock: porosity, permeability and ultrasonic wave evolutions. *Constr Build Mater* 22:1456–1461
- Chen YL, Ni J, Shao W, Azzam R (2012) Experimental study on the influence of temperature on the mechanical properties of granite under uni-axial compression and fatigue loading. *Int J Rock Mech Min Sci* 56:62–66

- Ersoy, H., Yalçınalp, B. ve Babacan Erden, A., 2014. Saraftepe (Trabzon) Tefrit Silinin Jeolojik ve Jeomekanik Özelliklerinin Araştırılması, *Jeoloji Mühendisliği Dergisi*, 38, 1, 2014, 39-50
- Ferrero AM, Marini P (2001) Experimental studies on the mechanical behaviour of two thermal cracked marbles. *Rock Mech Rock Eng* 34:57–66
- Harpıtlu, H., 2016. Saraftepe (Trabzon, Türkiye) Tefritinin Fiziksel ve Mekanik Özelliklerinin Sıcaklık Etkisiyle Değişiminin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, KTÜ., Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon.
- Koca MY, Özden G, Yavuz AB, Kınca C, Onargan T, Küçük K (2006) Changes in the engineering properties of marble in fire-exposed columns. *Int J Rock Mech Min Sci* 43:520–530
- ISRM (2007) The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974–2006. Suggested methods prepared by the commission on testing methods, International Society for Rock Mechanics. In: Ulusay R, Hudson JA (eds) *Compilation arranged by the ISRM Turkish National Group*. Kozan Ofset, Ankara
- Wang JT, Zhao A, Huang MC (1989) Effect of high temperature on the fracture toughness of granite. *Chin J Geotech Eng* 11(6):113–119
- Xu XC (2003) Study on the characteristics of thermal damage for granite. *Rock Soil Mech* 24(Suppl. 2):188–191

Temel Kaya Mekaniği Parametrelerinin Mohr Dairesi ve p-q Grafiği ile Karşılaştırmalı Analizi

Comparative Analysis of the Fundamental Rock Mechanics Parameters by Mohr Circle and p-q Graph

O. Kantarcı

Şırnak Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 73100, Şırnak

T. Yılmaz, F. Cihangir & A. Kesimal

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 61080, Trabzon

ÖZET: Kaya mekaniğinde üç eksenli basınç dayanımı testi ile elde edilen temel parametrelerden olan kohezyon (c), içsel sürtünme açısı (ϕ) gibi verilerin hassas bir şekilde yorumlanabilmesi oldukça önemlidir. Üç eksenli basınç dayanımı deneyi sonucu elde edilen yanal basınç dayanımının yüksek olması durumunda Mohr daireleri iç içe girebilmektedir. Bu durumda daireler için teğet çizimi zorlaşmaktadır. Bu çerçevede kohezyon (c) ve içsel sürtünme açısının (ϕ) hesabında yaygın olarak kullanılan Mohr dairesinde karşılaşılan zorluklara bir alternatif olarak p-q diyagramı kullanılmaktadır. Bu çalışmada bu iki yöntemin birbirleriyle olan ilişkisi farklı örnekler üzerinde elde edilen c ve ϕ değerleri karşılaştırılmalı olarak incelenmiştir. Sonuçta bulunan değerlerin çok iyi tahmin aralığında olduğu tespit edilmiş ve p-q grafiği yönteminin Mohr dairesi yöntemine göre daha objektif değer verdiği sonucuna ulaşılmıştır. Elde edilen sonuçlar RMSE (Ortalama karekök hata) ve MAPE (Ortalama mutlak yüzde hata) uyum analizi metotları ile karşılaştırılmıştır.

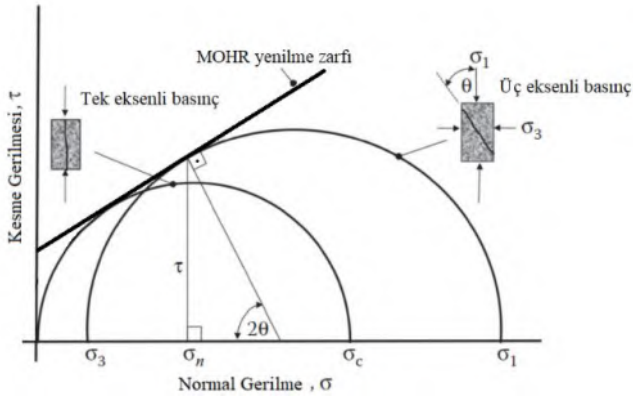
ABSTRACT: It is very important to be able to interpret data such as cohesion (c), internal friction angle (ϕ) which are basic parameters obtained by triaxial compressive strength test in rock mechanics. The Mohr circles can be interlocked if the lateral pressure resistance obtained from the triaxial compressive strength test is high. In this case it is difficult to draw tangents for the circles. The p-q diagram is used as an alternative to the difficulties encountered in the Mohr circle, which is commonly used in the calculation of cohesion (c) and internal friction angle (ϕ) in this frame. In this study, the c and ϕ values obtained on different samples of these two methods are compared with each other. It is determined that the resultant values are in very good range and the result that p-q graph method gives more objective value than Mohr's method is reached. The results obtained were compared with the RMSE (Root Mean Square Error) and MAPE (Mean Absolute Percent Error) goodness of fit tests.

1 GİRİŞ

İçsel sürtünme açısı (ϕ) ve kohezyon (c), kayaçların makaslama gerilmesi altında gelişen deformasyona karşı gösterdiği direnci belirlemek için kullanılmaktadır. Kayaçların c ve ϕ değeri litolojik özelliği ve anizotropisi gibi birçok faktörden etkilenmektedir. ASTM (2004) ve ISRM (2007) tarafından önerilen yöntemlere göre kayaçların makaslama dayanım parametreleri doğrudan makaslama ve üç eksenli basma dayanımı deneyleri (ÜEBD) ile belirlenebilmektedir. ÜEBD deneyi, madencilik uygulamalarında yaygın bir şekilde kullanılmaktadır (Yang ve ark., 2011, Karaman, 2013).

Üç eksenli basma deneyinde, silindirik kayaç örnekleri üç eksenli sıkışmaya maruz bırakılarak makaslama dayanımı parametrelerinin saptanması amacıyla yapılmaktadır. Deney sonucunda elde edilen veriler kullanılarak kayacın yenilme zarfı çizilir ve bu zarftan kayaç malzemesinin içsel sürtünme açısı (ϕ) ve kohezyon (c) parametreleri belirlenmektedir (Ulusay vd., 2011).

ÜEBD deneylerinde en büyük dikey basınç (σ_1) ve en küçük yanal basınç (σ_3) dayanımları kullanılarak, her bir deney için yenilme koşulunu tanımlayan Mohr daireleri çizilmektedir. Dairelerin ortak teğetinin τ eksenini kestiği nokta kohezyonu (c), teğetin eğimi ise içsel sürtünme açısını (ϕ) vermektedir. Şekil 1'de Mohr zarfının temsili görüntüsü verilmektedir

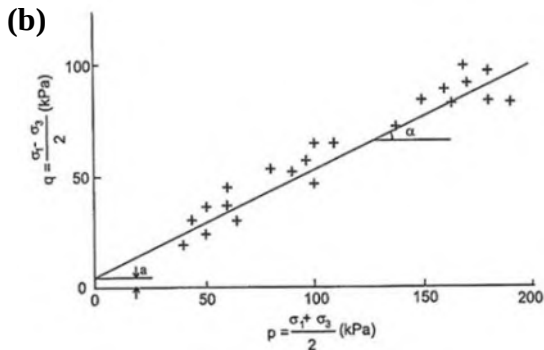
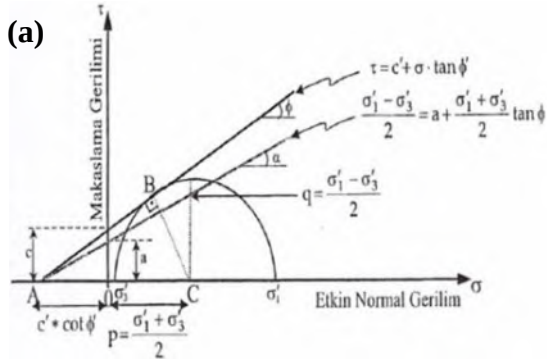


Şekil 1. Mohr- Coulomb yenilme zarfının temsili görünümü (Hencher, 2015).

Kayaçların dayanımının yanal basınç seviyelerinden oldukça yüksek olduğu durumlarda Mohr daireleri iç içe girebilmektedir. Bu nedenle daireler için ortak bir teğet çizilmesi güçleşmektedir. Böyle bir durumda makaslama dayanım parametreleri Eşitlik 1 ve 2 vasıtasıyla çizilen grafikten belirlenir (Ulusay ve Sönmez, 2007).

$$p = \frac{(\sigma_1 + \sigma_3)}{2} \quad (1)$$

$$q = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{2} \quad (2)$$



Şekil 2. p-q yönteminin esası (a) Fell ve Jeffery (1987) tarafından çok sayıda üç ekseli deney sonuçlarından genelleştirilmiş yenilme zarfının

belirlenmesini gösteren tipik p-q grafiği (b) (Ulusay ve Sönmez, 2007; Ulusay vd., 2011).

Şekil 2'de D noktasından geçen doğru ile Mohr zarfı arasındaki analitik ilişki görülmektedir. p ve q veri çiftleri doğrusal regresyon analizi ile değerlendirilir ve elde edilen doğrunun eğimi "α" ile bu doğrunun q eksenini kestiği "a" değeri esas alınarak, kaya malzemesinin parametreleri aşağıdaki eşitlikleri ile hesaplanır (Eş. 3 ve 4) (Ulusay ve Sönmez, 2007).

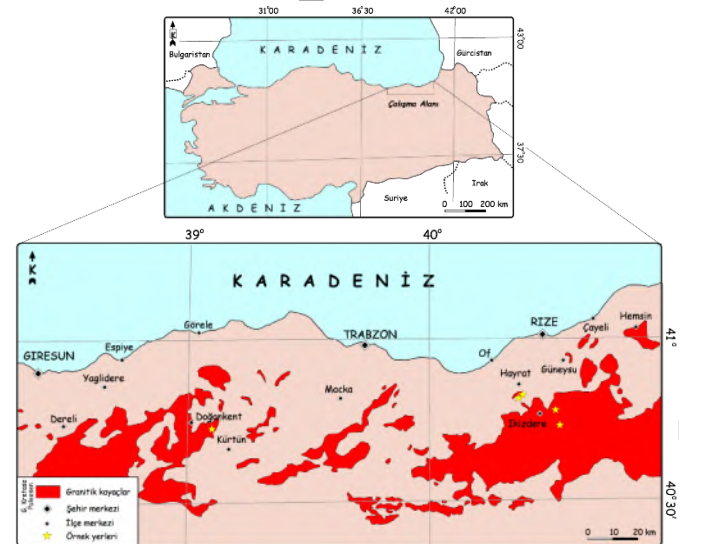
$$c = \frac{a}{\cos \phi} \quad (3)$$

$$\phi = \sin^{-1}(\tan \alpha) \quad (4)$$

2 MALZEME VE YÖNTEM

2.1. Malzeme

Bu çalışmada 5 farklı granit örneklerinden (Harşit-H, İkizdere Mavi-İM, İkizdere Sarı-İS, Hayrat Sarı-HS, Hayrat Gri-HG) alınan karot numuneleri önerilmiş yöntemlere (ISRM, 2007) göre boyutlandırılmıştır ve KTÜ Maden Mühendisliği Bölümünde laboratuvarında ÜEBD testleri yapılmıştır (Kantarcı, 2017).



Şekil 3. Numunelerin alındığı bölgeleri ve jeolojisini gösteren harita

ÜEBD testi sonucunda, farklı granit çeşitlerine ait yenilme koşulunu tanımlayan Mohr-Coulomb yenilme zarfı grafikleri çizilmiştir. Mohr zarfı çiziminde eksenel basınç (σ₁) ve yanal basınç (σ₃)

değerleri kullanılmıştır. Çalışmada ayrıca p-q diyagramından ve Mohr zarfından elde edilen verilerin kıyaslanabilmesi için literatürde Çınar (2007), Walsri (2009), Arzu ve Alejano (2013), Cai vd. (2015) ve Liv vd. (2017) tarafından yapılmış çalışmalardan elde edilen σ_1 - σ_3 değeri de kullanılmıştır. Mohr-Coulomb yenilme zarfı grafiklerinden yararlanılarak normal gerilme (σ_n), makaslama dayanımı (τ), kohezyon (c), ve içsel sürtünme açısı (ϕ) gibi parametreler belirlenmiştir. Fakat yukarıda belirttiğimiz Mohr zarfındaki dairelerin iç içe geçme durumundan kaynaklı oluşabilecek hatalardan dolayı p ve q değerleri bulunarak içsel sürtünme ile kohezyon değerleri hesaplanmıştır. Bu hesaplamalar sonucunda elde edilen doğrusal regresyon denkleminde c ve ϕ hesaplanmıştır. Çizim yöntemi ve hesap yöntemi ile elde edilen içsel sürtünme açısı ve kohezyon değerleri aralarındaki ilişkilerin belirlenebilmesi için uyum analizleri (MAPE, RMSE) uygulanmıştır.

$$MAPE (\%) = \left[\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \frac{y-y'}{y} \right] 100 \quad (5)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (y - y')^2} \quad (6)$$

Burada; y, ölçülen değer ve y', tahmin edilen değerler olup, N ise veri sayısıdır.

Uyum analizleri olan Ortalama Karekök Hata (Root Mean Square Error - RMSE) ve Ortalama Mutlak Yüzde Hata (Mean Absolute Percentage Error - MAPE) analizleri ile hesaplanmış ve performansları karşılaştırılmıştır. Hesaplanan p-q diyagramından bulunan değerlerin çizimden elde edilen değerlere ne derecede yakın olduğunu belirlemek amacıyla yapılan MAPE (Eş. 5) ve RMSE (Eş. 6) analiz değerleri her zaman pozitif değer almakla birlikte ideal değeri sıfıra yakın olması istenilmektedir. (Çizelge1) (Karaman, 2015).

Çizelge 1. MAPE değerlerinin sınıflandırılması (Lewis, 1982, Karaman, 2015).

MAPE (%)	Değerlendirme
$MAPE \leq \%10$	Çok iyi tahmin
$\%10 < MAPE < \%20$	İyi tahmin
$\%20 < MAPE < \%50$	Kabul edilebilir tahmin
$MAPE > \%50$	Yanlış tahmin

2.2 Yöntem

Kaya örneğine yanal (çevresel) basınç uygulamak için Hoek hücresi olarak adlandırılan özel hücreler kullanılmaktadır. Deney için H/D oranı 2 olan NX karot boyutunda (yaklaşık 54 mm) silindirik kaya örnekleri kullanılmaktadır. Deneylerde kullanılan örneklerin hazırlanmasına ilişkin bilgi ISRM'de (2007) yer almaktadır (Yaralı, 2016). Üç eksenli basınç dayanımı (ÜEBD) deneyi için öncelikle Hoek hücresine membran yerleştirilmiş, ardından numune ve küresel başlıklar deney hücresine konulmuştur. Yanal basıncın numuneye her yönden eşit gelebilmesi için membranın tamamen yağ ile dolması gereklidir. Bunun için hava çıkış vidası kullanılarak membran içindeki hava çıkartılmıştır.

ÜEBD testi 3 farklı yanal basınç (3, 6 ve 9 MPa) altında, her bir kayaç için 9 örnek olacak şekilde yanal basınç ünitesine sahip 300 ton kapasiteli bilgisayar kontrollü pres kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Ayrıca ÜEBD deney hücresinin (Hoek Hücresi) görünümü ve şematik görüntüsü Şekil 4'te gösterilmiştir.



Şekil 4. Üç eksenli basınç deney hücresinin (Hoek Hücresi) şematik gösterimi ve görünümü (Çınar, 2007, Kantarcı, 2017)

3 BULGULAR VE TARTIŞMA

ÜEBD deneyi sonucunda Çizelge 2'deki sonuçlar elde edilmiştir (Kantarcı, 2017). Çizelge 2'deki değerlere göre çizilen Mohr kırılma zarfı grafiklerine bakıldığında, numunelerin kohezyon değerlerinin 13,55-23,72 MPa arasında, içsel sürtünme açılarının ise 57-63° arasında değiştiği belirlenmiştir (Çizelge 2). Kohezyon değerleri, numunelerin farklı yanal basınç seviyeleri altındaki düşey basınç değerlerinin artmasıyla birlikte artmıştır. Önceki çalışmalar ile kıyaslama yapılacak olursa; bu çalışmada kullanılan Harşit numunesinin sonuçları ile benzer olarak Ceryan (1999) tarafından Harşit numuneleri ile yapılan çalışmada, taze kayacın kohezyonu ve içsel sürtünme açısı sırasıyla

18,63-24,03 MPa ve 59-61° arasında değiştiğini, az ayrılmış kayaç için ise değerlerin sırasıyla 17,16-20,59 MPa ve 58-61° arasında değiştiği ifade edilmiştir. Tüdeş (1994) ise, Granodiyorite ait kohezyon değerlerini 19,61 MPa ve içsel sürtünme açısını 54,5° olarak belirtmiştir. Harşit Granitoidin’de granitik malzeme için bulunan içsel parametreleri Lump (1962; 1983), Lee (1987), Krank ve Watters (1983) ve Baynes ve Dearman (1978)’nin deneysel sonuçlarında belirtmiş oldukları değerlere benzerdir.

Çizelge 2. Deneysel çalışma sonucunda elde edilen değerler

Granit	Üç eksenli basınç dayanımı (MPa)			
	σ_3 0 MPa	σ_3 3 MPa	σ_3 6 MPa	σ_3 9 MPa
İM	181,28	206,24	237,99	330,65
İS	112,39	153,26	208,24	247,86
HS	148,39	172,83	201,52	264,49
HG	153,23	182,84	240,27	257,71
H	206,89	221,07	256,67	327,64

Ayrıca bu çalışmada, Mohr zarfı ile hesaplanarak elde edilen içsel sürtünme açısı ve kohezyon sonuçlarının kıyaslanması için Çınar (2007), Walsri (2009), Arzua ve Alejano (2013), Cai vd. (2015) ve Li vd. (2017) tarafından yapılan çalışmalarda veriler Çizelge 3-7’de verilmiştir.

Çizelge 3. Arzua ve Alejano (2013) ‘ten alınan granit verileri

σ_3 (MPa)	Amarelo Pais σ_1 (MPa)	Blanco Mera σ_1 (MPa)	Vilachan σ_1 (MPa)
0	76,93	109,21	116,07
2	117,59	180,18	143,82
4	130,90	210,07	162,89
6	167,26	230,53	189,69
10	200,14	265,88	230,55
12	222,57	299,71	262,84

Çizelge 4. Liv vd. 2017’den alınan granit verileri

Numune Adı	σ_3 (MPa)	σ_1 (MPa)
Chuanshanping	10	235,60
	20	308,20
	40	416,70
	60	500,20

Çizelge 5. Cai vd. 2015’den alınan granit verileri

Numune Adı	σ_3 (MPa)	σ_1 (MPa)
Laizhou	10	251,10
	30	397,12
	50	507,18
	60	548,73
	80	604,85

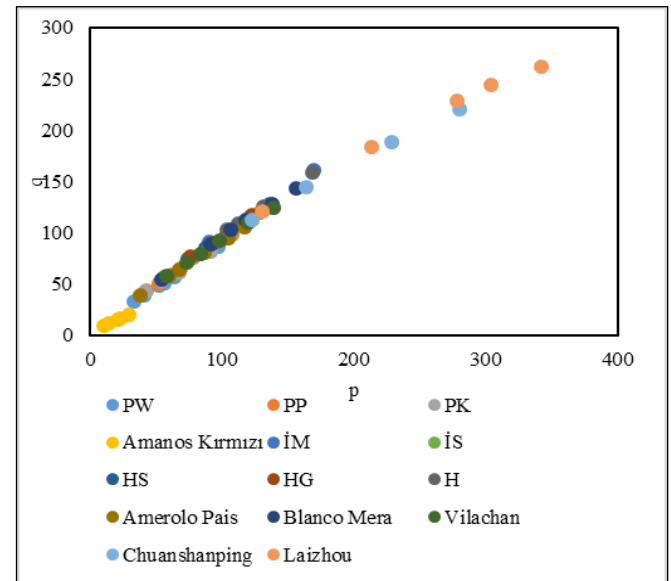
Çizelge 6. Çınar 2007 ‘den alınan mermer verileri

Numune Adı	σ_3 (MPa)	σ_1 (MPa)
Amanos Kırmızı	1	19,868
	3	25,283
	5	36,086
	7	39,301
	10	49,082

Çizelge 7. Walsri 2009 ‘dan alınan kumtaşı verileri

σ_3 (MPa)	PW σ_1 (MPa)	PP σ_1 (MPa)	PK σ_1 (MPa)
0	66,80	86,30	84,10
1,7	79,40	103,20	107,20
3,4	101,00	134,00	120,50
5,2	107,80	172,50	127,60
6,9	120,60	191,30	129,10
10,3	184,20	205,80	173,20

Yukarıdaki veriler ile hesaplanan p ve q değerlerine göre çizilen p-q grafiği Şekil 5’te verilmiştir.

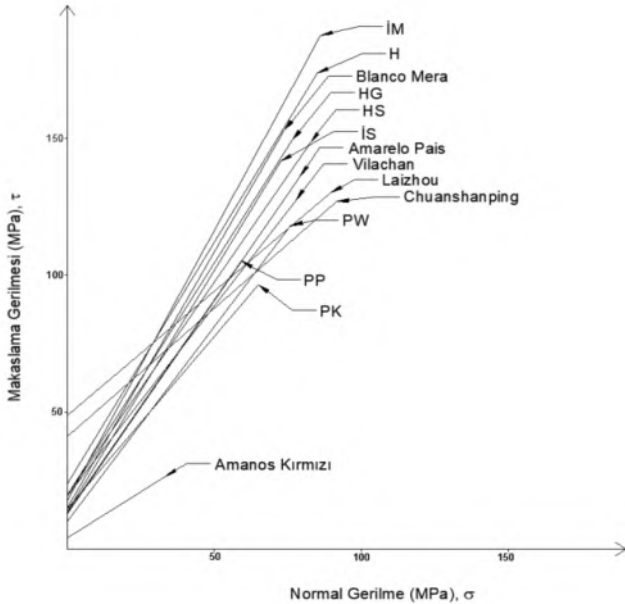


Şekil 5. p-q Grafiği

Çizelge 8. p-q grafiğinden elde edilen denklemler

Numune	Denklemi
HS	$y = 0,8596x + 9,6291$
HG	$y = 0,8551x + 10,929$
İS	$y = 0,8783x + 6,7507$
İM	$y = 0,893x + 8,5335$
H	$y = 0,8712x + 12,084$
Amarelo Pais	$y = 0,8442x + 6,656$
Blanco Mera	$y = 0,8743x + 8,2626$
Vilachan	$y = 0,8183x + 11,143$
Chuanshanping	$y = 0,6819x + 30,756$
Laizhou	$y = 0,6802x + 35,191$
Amanos Kırmızı	$y = 0,5382x + 3,8341$
PK	$y = 0,7809x + 9,4614$
PP	$y = 0,8616x + 6,0306$
PW	$y = 0,8384x + 4,6749$

Grafikten elde edilen ve Çizelge 8’de verilen denklemlerden yola çıkarak ϕ ve c değerleri hesaplanmıştır. Çizelge 9’da Mohr zarfından çizerek (Şekil 6) elde edilen ve hesaplanan ϕ ve c değerleri verilmiştir.



Şekil 6. Çalışmada kullanılan verilerle çizilen Mohr zarfları

Çizelge 9. Kayaçların çizilen ve hesaplanan kohezyon ve içsel sürtünme açıları

Numune Adı	Çizilen		Hesaplanan	
	c (MPa)	ϕ (°)	c (MPa)	ϕ (°)
İM	17,84	63°	18,96	63,25°
İS	13,55	60°	14,12	61,44°
HS	19,81	57°	18,84	59,27°
HG	19,56	59°	21,08	58,77°
H	23,72	60°	24,62	60,60°
Amarelo Pais	12,84	57°	12,42	57,59°
Blanco Mera	15,09	62°	17,02	60,96°
Vilachan	19,36	54°	19,38	54,91°
Chuanshanping	41,08	43°	42,05	42,99°
Laizhou	48,90	42°	48,01	42,86°
Amanos Kırmızı	4,08	34°	4,55	32,56°
PK	14,67	51°	15,15	51,34°
PP	13,33	57°	11,88	59,50°
PW	10,00	55°	8,58	56,97°

Çizelge 9’dan görüleceği üzere çizim ile elde edilen değerler ile hesaplanan değerlerin birbirine yakın olduğu görülmektedir. Hesaplanan ve çizim ile elde edilen değerler arasındaki bu durumu uyum analizi ile ispatlamak için MAPE ve RMSE analizleri yapılmıştır. Bütün kayaçlar için uyum analizleri (MAPE ve RMSE) sonuçları Çizelge 10’da verilmektedir.

Çizelge 10. Tüm kayaçlar için uyum analiz sonuçları

Uyum Analizi	c	ϕ
RMSE	1,064	1,282
MAPE	6,23	1,96

Çizelge 10’da sonuçlar irdelendiğinde bütün kayaçlar için elde edilen uyum analizi sonuçları RMSE değerlendirmesinde 0 değerine yaklaşıldıkça mükemmel tahmin olmaktadır. Çalışmamızdaki değerler mükemmel tahmin olarak nitelendirilebilmektedir. MAPE değerlendirmesi Çizelge 1’e göre yapılmakta ve sonuçlar çok iyi tahmin aralığındadır.

Yapılan çalışmalarda çizim ile elde edilen ϕ ve c değerleri ile bu çalışmada çizim ile elde edilen değerler karşılaştırıldığında Çizelge 11'deki sonuçlar elde edilmiştir. Çizelge 11 incelendiğinde çizim ile elde edilen değerlerin birbirinden farklı olduğu bunun nedeninin de çizim yönteminin kişiden kişiye farklılık gösteren göreceli bir yöntem olmasıdır. İki adet Mohr dairesi olduğunda teğet farklılık göstermeksizin çizilebilmesine rağmen, daire sayısının artması ve iç içe geçmesi nedeniyle teğet çizimi farklılık gösterebilmektedir.

Çizelge 11. Yapılan çalışmalar ve bu çalışmada elde edilen c ve ϕ değerleri

Numune Adı	Yazarların Çizim ile Hesapladığı		Bu çalışmada çizim ile hesaplanan	
	c	ϕ	c	ϕ
PW	10	58	10	55
PP	20	52	13,33	57
PK	19	50	14,67	51
Amanos Kırmızı	3,93	37	4,08	34

5 SONUÇLAR

Yapılan çalışmada, Doğu Karadeniz bölgesinden alınan granit numunelerinin kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerleri araştırılmıştır. Mohr dairesi çizim yöntemi ve p-q diyagramından hesaplama yöntemi uygulanmış olup sonuçlar arasında uyum analizleri ile farklılıklar araştırılmıştır. Sonuçlara göre çok iyi tahmin aralığında uyum analizi (RMSE, MAPE) değerlerine ulaşılmıştır. Çizim yönteminin hesap yöntemine göre birtakım dezavantajlara sahip olduğu görülmüştür. Bunlar,

- Çizim yönteminin kişinin çalıştığı platforma (elle veya CAD) göre hassasiyetinin değişmesi,
- Kişinin göz sağlığının sonuçlara etki etmesi (miyop, astigmat) ve
- Sonuçların kişiden kişiye değişiklik gösterebilmesidir.

Elde edilen verilerin literatür ile uyumu da analiz edilmiş ve sonuçlar yine çok iyi tahmin aralığında olmuştur. Bu çalışmada literatürde verilen σ_1 ve σ_3 değerleri ile çizilen Mohr zarfından elde edilen c ve ϕ değerleri ile aynı yöntem kullanılmasına rağmen Çınar (2007) ve Walsri (2009) tarafından belirtilen c ve ϕ değerleri arasında farklılık olabildiği görülmüştür. Bu da çizim yöntemi ile elde edilen c

ve ϕ değerinin kişiden kişiye değişiklik gösterdiğinin bir kanıtıdır.

Sonuç olarak değerlerin standart olarak elde edilebilmesi için daha objektif bir yöntem olduğu ve kişiden kişiye değişiklik göstermemesi sebebiyle kohezyon ve içsel sürtünme açısının hesaplanmasında p-q grafiğinin kullanılmasının daha uygun olacağı düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

- ASTM, (2004). Standard test method for triaxial compressive strength of undrained rock core specimens without pore pressure measurements. D2664.
- Arzua, J. and Alejano, L.R., 2013. Dilation in granite during servo controlled triaxial strength tests. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 61, 43–56.
- Baynes, F.J. ve Dearman, W.R., 1978. The Microfabric of a Chemically Weathered Granite. *Bull. Int. Assoc. Engineering Geology*, 18, 91-100.
- Cai, Y., YU, S., Lu, Y., 2015. Experimental study on granite and the determination of its true strain rate effect. *Latin American Journal Of Solids And Structures*, 12, 675-694.
- Ceryan, Ş., 1999. Harşit granitoyidi'nin ayrışması sınıflandırılması ayrışmanın mühendislik özelliklerine etkisi. Doktora Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon.
- Çınar, B., 2007. Osmaniye Çağşak Amanos Kırmızı Mermerlerinin Fizikomekanik Özelliklerinin Araştırılması. Yüksek Lisans Tezi. Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Jeoloji Mühendisliği Anabilim Dalı, Adana, 57s.
- Fell, R. ve Jeffery, R. P., 1987. Determination of drained shear strength for slope stability analysis, *Proc Symposium on Soil Slope Instability and Stabilisation*, Sydney, 30 November-2 December, 53-70.
- Hencher, S., 2015. *Practical Rock Mechanics*, CRC Press, Taylor and Francis Group, 378s.
- 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.
- Karaman, K., Cihangir, F., Kesimal, A., 2013. Kaya Malzemesinin Kohezyon ve İçsel Sürtünme Açısının Dolaylı Yöntemlerle İrdelenmesi. *Mehmet Akif Ersoy Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, 4 (2), 13-19.
- Karaman, K., 2015. Tünel uygulamalarında kullanılan kaya dayanım parametrelerinin dolaylı yöntemlerle tahmini. Doktora Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon.
- Kantarci, 2017. Granitik Kayaçların Fiziko-Mekanik ve Mineralojik Özelliklerinin Patlatılabilirliğe Etkisinin Araştırılması. Doktora Tezi. Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Trabzon, 113s.
- Krank, A.K.D. ve Watters, R.J. 1983. Geotechnical properties of weathered Sierra Nevada granodiorite, *Bull. Association. Engineering. Geol.*, 20,173-184
- Lee, S.G. 1987. Weathering and geotechnical characterization of Korean granites, PhD Thesis, Imperial College, University of London.

- Lewis, C.D., 1982. International and Business Forecasting Methods. Butterworths, London.
- Li, D., Sun, Z., Xie, T., Li, X., and Ranjith P.G., 2017. Energy evolution characteristics of hard rock during triaxial failure with different loading and unloading paths. *Engineering Geology*, 228, 270–281.
- Lump, P., 1983. Engineering properties of fresh and decomposed igneous rock from Hong Kong. *Engineering Geology*, 19, 81–94.
- Lump, P. 1962. The properties decomposed granite. *Geotechnique*, 12, 226-243.
- Tüdeş, Ş., 1994. İkizdere(Rize) yöresindeki granitik kayaların mermer olarak kullanılabilirliği, Yüksek Lisans Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon, 75s.
- Ulusay, R. ve Sönmez, H., 2007. Kaya Kütlelerinin Mühendislik Özellikleri, 2. Baskı, Jeoloji Mühendisleri Odası, Ankara.
- Ulusay, R., Gökçeoğlu, C. ve Binal, A., 2011. Kaya Mekaniği Laboratuvar Deneyleri. TMMOB Jeoloji Mühendisleri Odası, 3. Baskı, Ankara, 167s.
- Walsri, C., 2009. Compressive strength of sandstone under true triaxial stress states. Suranaree University of Technology, Institute of engineering Thailand
- Yaralı, O., 2016. Kömür çevre kayaları dayanım özelliklerinin cerchar aşınma indeksine olan etkileri. *Yerbilimleri*, 37, 2, 179-192.
- Yang, S.Q., Jing, H.W., Li, Y.S., Han, L.J., 2011. Experimental investigation on mechanical behavior of coarse marble under six different loading paths. *Experimental Mechanics*, 51:315–334.

İri Çakıl Agregata Malzemesi Dayanımının Kestirimi

Strength Estimation of Coarse Gravel Aggregate Material

A. Özarslan, K. Selyani & E. Köken

Zonguldak Bülent Ecevit Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, Zonguldak

ÖZET: Çalışma kapsamında incelenen iri çakıl sınıfında yer alan agrega malzemesi, sahip olduğu boyutlar nedeniyle doğrudan kullanım alanı sınırlıdır. İri çakıl agrega kırma-eleme işlemleri neticesinde kırma çakıl malzemesi olarak değerlendirilebilmektedir. Arazi ve laboratuvar çalışmaları kapsamında, iri çakıl agrega malzemelerinden numune alma, sınıflandırma, hazırlama, ince kesit ve mekanik dayanım özellikleri ile ilgili çalışmalar gerçekleştirilmiştir. İri çakıl agrega malzemesinin dayanım özelliklerinin kestirimi için; Los Angeles aşınma dayanımı, agrega darbe dayanımı indeksi, nokta yükü dayanımı indeksi deneyleri yapılmıştır. Yedi farklı kayaç türü için deneysel veriler incelenmiş ve elde edilen bulgular değerlendirilip, çeşitli araştırmacıların bulguları ile karşılaştırılmıştır. Agregata darbe dayanım indeksi deney verileri ile Los Angeles aşınma dayanımı verileri arasında yakın bir ilişki olduğu tespit edilmiştir.

ABSTRACT: The aggregate material in the coarse gravel class studied in the scope of the study is limited in its direct use due to the dimensions it has. The coarse aggregate can be utilised as crushed gravel material as a result of crushing and screening operations. Within the scope of field and laboratory studies, studies have been carried out on sampling, classification, preparation, thin section and mechanical strength properties of coarse gravel aggregate materials. For estimation of strength properties of coarse gravel aggregate material; Los Angeles abrasion resistance, aggregate impact strength index, point load strength index tests were conducted. Experimental data obtained for seven different rock types were analysed and the results were compared with findings of various researchers. It has been found that there is a close relationship between aggregate impact index test data and Los Angeles abrasion resistance data.

1 GİRİŞ

Kırmataş, kum ve çakıl en çok kullanılan doğal agrega türleridir. Uluslararası sınıflandırmalarda genellikle tane büyüklüğü 2 mm veya 4 mm'den büyük olan agregalar çakıl olarak sınıflandırılmakta olup, tane büyüklüğü 20 mm'den büyük olarak çakıllar kaba veya iri çakıl olarak tanımlanmaktadır. Doğal kum ve çakıl agrega malzemesi başlıca akarsular, dere yatakları ve deniz kıyılarından elde edilebilmektedir. Çakıl, deniz kıyılarında ve akarsularda suyun aşındırma etkisi sonucunda sivrilikleri kaybolmuş, toparlak biçimindeki taş veya kaya malzemesidir. ISO 14688-1 sınıflandırmasına göre “çok kaba zemin” sınıfında yer alan “çok kaba çakıl” agrega malzemesi, kum-çakıl madenciliğinde eleme işlemi sonucunda ortaya çıkan ve doğrudan kullanım alanı sınırlı olan artık malzeme özelliği taşımaktadır. Beton veya karayolunda yol üstü yapı agrega malzemesi olarak değerlendirilebilmesi için bu malzemeden kırma çakıl malzemesi elde edilmesi gerekmektedir. Kırma çakıl agrega malzemesinin sahip olması gereken en önemli

agrega dayanım özellikleri arasında parçalanma direnci (Los Angeles Aşınma Dayanımı deneyi ve değeri) yer almaktadır (KGM 2013).

Los Angeles Aşınma Dayanımı (LA) değerinin kestirimi için çeşitli araştırmacılar kayanın bazı mekanik özellikleri aracılığıyla ilişkiler geliştirmiş olup kayanın tek eksenli basınç dayanımı (TEBD) değeri ile LA değeri arasında yakın ilişkiler belirlemiştir (Kahraman and Fener 2007, Kahraman and Toraman 2008, Ozcelik 2011, Shakoor and Brown 1996). İri çakıl agregasının dayanımı aşınma ve darbeye dayanıklılık deneyleri uygulanarak incelenmektedir. Çalışma kapsamında, Los Angeles aşınma dayanımı, agrega darbe dayanımı indeksi ve nokta yükü dayanım indeksi deneyleri yapılmıştır. Bu çalışma ile laboratuvar ve arazi koşulları altında uygulanması daha zor alan Los Angeles aşınma dayanımı deneyi ve değerinin (LA) daha kolay, pratik ve hızlı uygulanabilen (numune miktarı, zorluk derecesi, altyapı ekipmanı, vb.). Agregata Darbe Dayanımı Deneyi ve değeri (AIV) aracılığıyla kestirimi hedeflenmiştir.

2 MATERYAL VE YÖNTEM

Çalışma kapsamında, uluslararası ISO 14688-1 zemin ve agrega sınıflandırması göre, 20-63 mm boyut aralığında yer alan iri çakıl ve 63 mm-200 mm'den büyük boyut aralığında yer alan yuvarlak taş (cobble) agrega malzemesi incelenmiştir (ISO 2002). Arazi ve laboratuvar çalışmaları kapsamında, iri çakıl agrega malzemelerinden numune alma, sınıflandırma, hazırlama, ince kesit ve mekanik dayanım özellikleri (Los Angeles aşınma dayanımı, darbe dayanım indeksi, nokta yükü dayanımı) ile ilgili çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

2.1 Arazi Çalışmaları

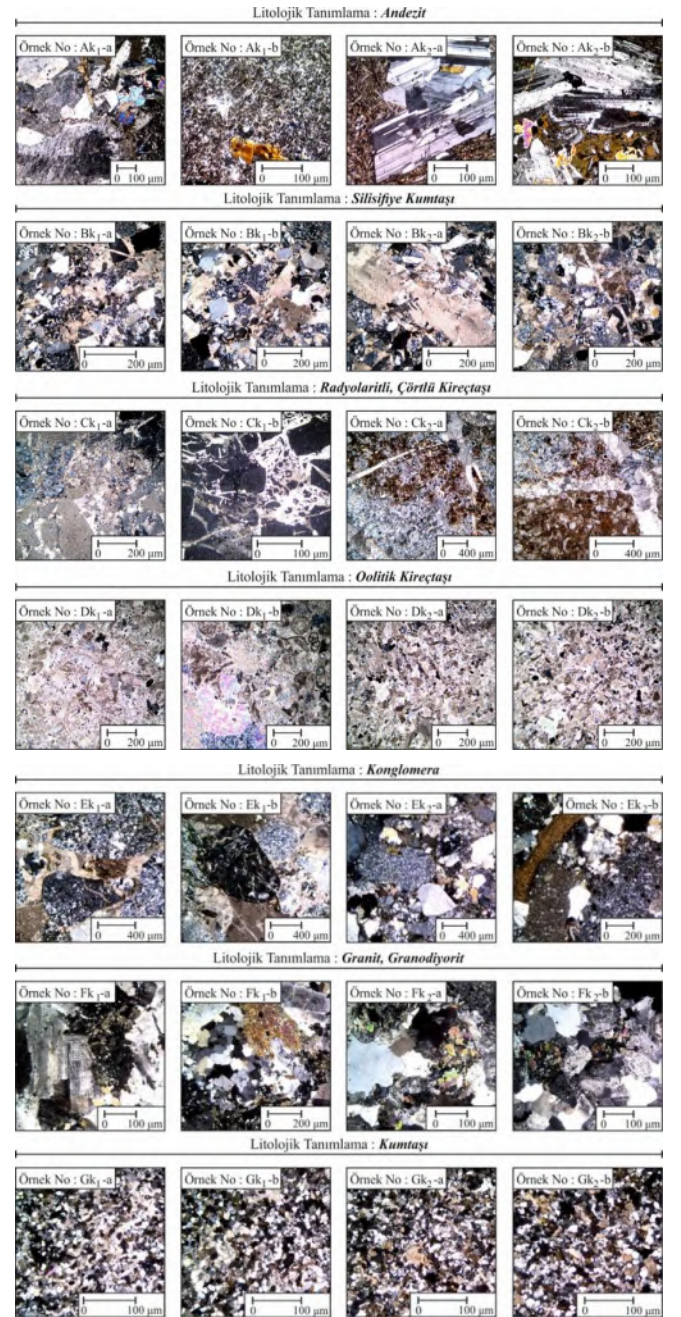
Çalışmada kullanılan çakılların temin edildiği alan, Zonguldak ili, Devrek- Gökçebey yolu güzergahı ile Çaycuma-Filyos yolu güzergahının birleştiği Yenice ırmağıdır. Numuneler iri çakıl malzemesinin stoklandığı yığından seçilmiştir. Agrega yığını ağırlıklı olarak iri çakıl ve boyutları daha büyük olan yuvarlatılmış taş ile malzemelerinden oluşmaktadır. Araziden alınan numuneler gözlem ve inceleme yöntemi ile belirlenen litolojileri sınıflandırılarak ayrı sandıklarda toplanmıştır. Arazide numunelerin litolojilerine göre sınıflandırması Şekil 1'de gösterilmiştir. Araziden alınan numuneler gerekli hassasiyet gösterilerek karayolu ulaşımı ile Zonguldak Bülent Ecevit Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü Uygulamalı Kaya Mekanik laboratuvarına getirilmiştir. Arazide gözlemsel yöntem ile sınıflandırılması yapılan numunelerden laboratuvarda petrografik inceleme yapılması için numuneler hazırlanıp ana kayaç türleri belirlenmiştir.



Şekil 1 Arazide numunelerin litolojilerine göre ayırma işlemi.

2.2 Laboratuvar Çalışmaları

Laboratuvara getirilen dere çakılı agregalarının petrografik analizleri TS 10088 EN 932-3 (1997) standardına uygun olarak yapılmıştır. Petrografik analizler için numunelere ait ince kesitlerden yararlanılmıştır (Şekil 2). Petrografik analizler neticesinde stok sahasından elde edilen agrega iri çakıl malzemesinin 7 ana litolojik sınıfa ait olduğu belirlenmiştir. Çalışma kapsamında incelenen litolojik sınıflar başlıca; andezit, silisifiye kumtaşı, radyolaritli-çörtlü kireçtaşı, oolitik kireçtaşı, konglomera, granit-granodiyorit ve kumtaşı kayaç türlerinden oluşmaktadır (Selyani, 2017).



Şekil 2 İncelenen kayaç türlerine ait ince kesit görüntüleri.

Los Angeles aşınma dayanımı ve darbe dayanımı indeks deneyleri için ilgili standartlara uygun numune hazırlanabilmesi için çeneli kırıcıda kırma ve eleme işlemleri aracılığıyla kırma çakıl numuneleri hazırlanmıştır. Farklı litolojiye göre isimlendirilen agrega kırma çakıl numuneleri laboratuvarında deneyler öncesinde uygun saklama ortamında ayrı muhafaza edilmiştir (Şekil 3). Kayaçların nokta yükü dayanım indeks deneyleri için iri çakıl numunelerden BX tipi 42 mm çapındaki karotiyer kullanılarak örnekler alınmıştır. İri çakıl numunelerden karot alma ve yüzey düzeltme işlemleri Şekil 4'te gösterilmiştir.



Şekil 3 Deneyler için hazırlanan kırma çakıl numuneleri.



Şekil 4 Deneyler için hazırlanan silindirik kaya numuneleri.

2.3 DeneySEL Çalışmalar

2.3.1 Los Angeles Aşınma Dayanımı

Los Angeles deneyi doğal veya yapay agregaların aşınma, darbe ve öğütme etkileri altında parçalanma direncinin (aşınmaya karşı dayanıklılığın) tayini için kullanılmaktadır (Şekil 5). Deney, TS-EN 1097-2 standardına göre yapılmıştır. Los Angeles deneyi ile parçalanma direnci kestirimi için kırma çakıl malzemesi öncelikle 10 mm ile 14 mm arasında boyuta indirgenerek her birinden kütlesi 5000 gram olacak şekilde numuneler elde edilmiştir. Numuneler daha sonra yıkanmış ve sabit kütleye ulaşınca kadar 110°C'de etüvde kurutulup deneye hazır hale getirilmiştir. Agrega numunesi, dönen tamburda çelik bilyalar ile birlikte döndürülmektedir. Makina 31 devir/dakika ile 33 devir/dakika arasında sabit hızda 500 devir döndürüldükten sonra deneye son verilmektedir. Dönme işlemi tamamlandıktan sonra agrega kaybının olmamasına dikkat edilerek bilyalar tepsideen alınmaktadır. Tepsideeki malzeme, 1,6 mm'lik elek kullanılarak elenmekte ve yıkanmaktadır. 1,6 mm elekte kalan kısım, 110 ± 5°C'da ki etüvde sabit kütleye gelinceye kadar kurutulmakta ve tartılmaktadır. Los Angeles aşınma dayanımı katsayısı (LA) aşağıdaki eşitlikten hesaplanabilmektedir.

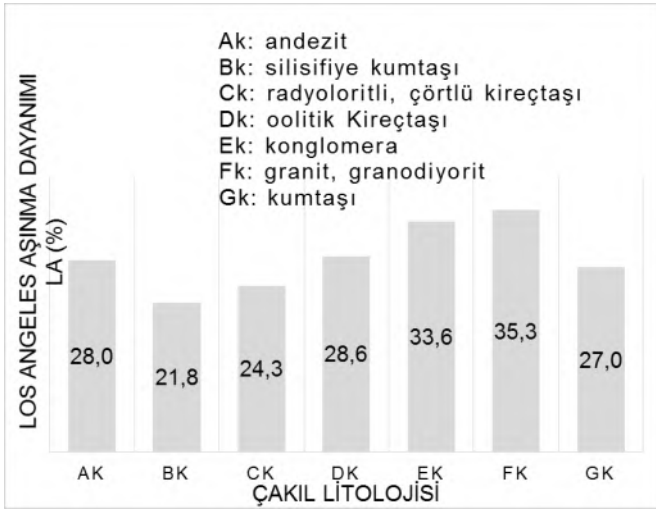
$$LA = \frac{5000 - m}{50} \quad (1)$$

m: 1,6 mm'lik elek üzerinde kalan malzeme miktarı (gram)



Şekil 5 Los Angeles aşınma dayanımı deney cihazı

Yedi farklı litolojiye sahip olan kırma çakıl numuneleri için her bir kayaç türünden üçer adet deney yapılmıştır. Şekil 6'da farklı litolojilere sahip örnekler için elde edilen ortalama Los Angeles Aşınma Dayanımı değerleri verilmiştir.



Şekil 6 Farklı kayaç numuneleri için belirlenen Los Angeles aşınma dayanımı indeks değerleri.

2.3.2 Agrega Darbe Dayanımı İndeksi

Agrega darbe dayanımı deneyinde, 12,5 mm'lik elekten geçen ve 10 mm'lik elek üzerinde kalan agregalar kullanılmaktadır. Agrega öncelikle etüvde 105°C'de 4 saat bekletilir ve desikatörde soğutulduktan sonra deneye tabi tutulmaktadır. Toplam numune kütlesi 500 gram olan agregaya kullanılmaktadır. Numune deney cihazı haznesine konulmakta ve cihazın çelik gövdeli çekiç kısmı 15 kez hazne üzerine 380 mm'lik bir mesafeden bırakılmaktadır. Darbe dayanım indeksi deney aleti Şekil 7'de gösterilmiştir. Her serbest düşme arası zaman aralığı 1 saniyeden fazla olmalıdır. 15 düşmeden sonra hazne içindeki numune alınır ve 2,36 mm'lik elekten geçirilmektedir. Agrega darbe dayanım indeksi, 2,36 mm'lik elekten geçen malzeme miktarının başlangıçta deneye tabi tutulan malzeme miktarına yüzde olarak oranıdır.

$$AIV = \frac{B}{A} * 100 \quad (2)$$

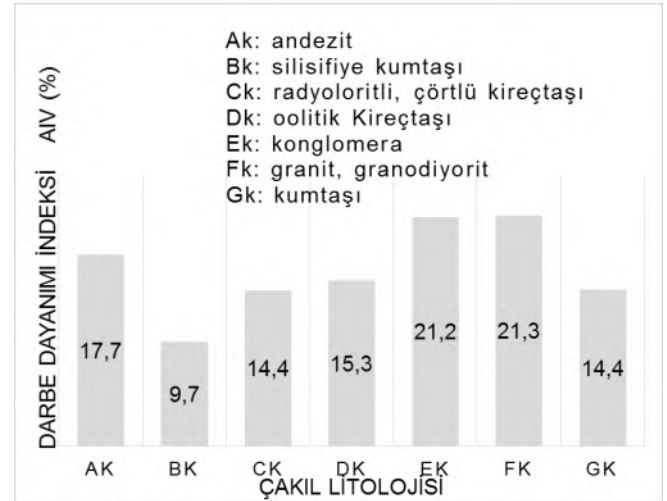
A: Başlangıçta tartılan malzeme miktarı (g)

B: 2,36 mm'lik elekten geçen malzeme miktarı (g)

Farklı litolojilere sahip agregaya örneklerinin agregaya darbe dayanımı indeks değerlerini belirlemek için her bir kayaç türünden üçer adet deney yapılmıştır. 7 farklı litolojiye sahip olan kayaç numunelerin ortalama agregaya darbe dayanım indeksi değerleri (AIV) grafik üzerinde Şekil 8'de verilmiştir.



Şekil 7 Agrega darbe dayanımı deney cihazı.



Şekil 8 Farklı kayaç numuneleri için belirlenen darbe dayanımı indeks değerleri.

2.3.3 Nokta Yüklü Dayanım İndeksi

Nokta yükü dayanımı indeksi, kaya malzemesinin dayanımını belirlemek için yapılan bir deneydir (ISRM 1985). Deney düzeneğinin basit bir yapıda olması ve taşınabilmesi sebebiyle laboratuvarında ve arazide pratik olarak uygulanabilmektedir.

Köken ve Özarslan (2016) düzensiz şekilli örnekler arasında yer alan demiryolu balast agregaya malzemesi üzerinde nokta yükü deneyleri yapmış ve ancak zımparalama ile yüzey düzeltme işlemi uygulanan örneklerden geçerli kırılma şekli ve gerçekçi nokta yükü deney verisi elde edebilmiştir. Kaygan ve nispeten yuvarlak şekilli kaba çakıl agregaya malzemesi üzerinde doğrudan nokta yükü

deneyleri uygulanmış, fakat nokta yükü temas yüzeyinde kayganlığı azaltmak için zımparalama işlemi yapılmasına rağmen geçerli kırılma şekilleri ve deney verileri elde edilmesinde sorunlar ile karşılaşmıştır. Bundan dolayı bu çalışmada nokta yükü deneyleri kaba iri çakıl malzemesinden elde edilen karot kaya örnekleri aracılığıyla yapılmış ve özellikle bozunma etkisinin malzeme dayanımı üzerindeki etkisini incelemek için kullanılmıştır.

Nokta yükü dayanım indeksi için, litojileri birbirinden farklı olan kayaç türleri öncelikle BX tipi 42 mm çapında karotiyer aracılığıyla karot numuneleri alındıktan sonra düzgün yüzey elde etmek için disk kesici ile kesim işlemi yapılmıştır. Kesimi yapılan numunelere pürüzsüz yüzey olması için zımpara işlemi uygulanmıştır ve nokta yükü deneyi için numuneler hazır hale getirilmiştir. Nokta yükü dayanım indeksi deney aleti Şekil 9'da gösterilmiştir.



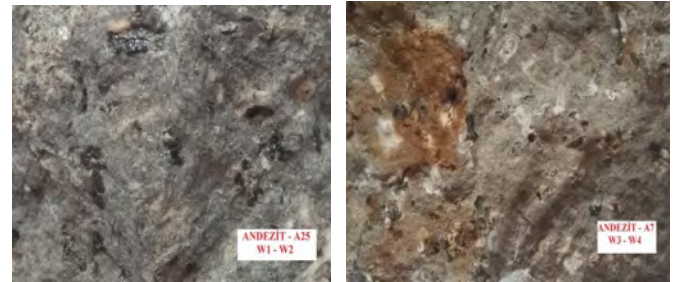
Şekil 9 Nokta yükü dayanım indeksi deney cihazı.

Nokta yükü dayanım indeksi deneyi ile numunelerin dayanımları tespit edilmiştir. Deney sonunda oluşan farklı litojilere ait temsili kırılmış numuneler Şekil 10'da gösterilmiştir. Kırılma şekli uygun olan eksenel numuneler için elde edilen yenilme yüklerinden yararlanarak nokta yükü dayanım indeksi değerleri hesaplanmıştır.

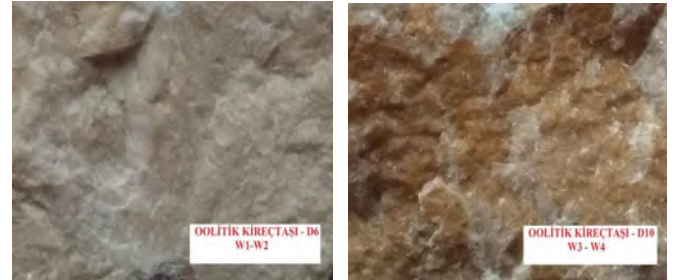


Şekil 10 Nokta yükü dayanım indeksi deneyi sonucu kırılmış numuneler.

Litolojileri farklı olan numunelerin nokta yükü dayanım indeksi sonucunda kaba iri çakıl kaya malzemesinin dayanımları belirlenmiştir. Bozunma derecelerinin sınıflandırılmasında ISRM (1981) tarafından önerilen sınıflama tanımları kullanılmıştır. Numunelerin bozunma durumlarını ifade edebilmek için; bozunmamış (W1) ve az bozunmuş (W2) dereceler W1-W2 grubuna, orta derecede bozunmuş (W3) ve tamamen bozunmuş (W4) dereceler ise W3-W4 grubuna ayrılmıştır. Aynı kaya türünde numunelerin farklı bozunma derecelerine göre değişken yenilme yükleri ve nokta yükü dayanımları belirlenmiştir. Andezit ve oolitik kireçtaşı numunelerinin kırılma yüzeyinde bozunmaya ait görüntüler Şekil 11'de gösterilmiştir.



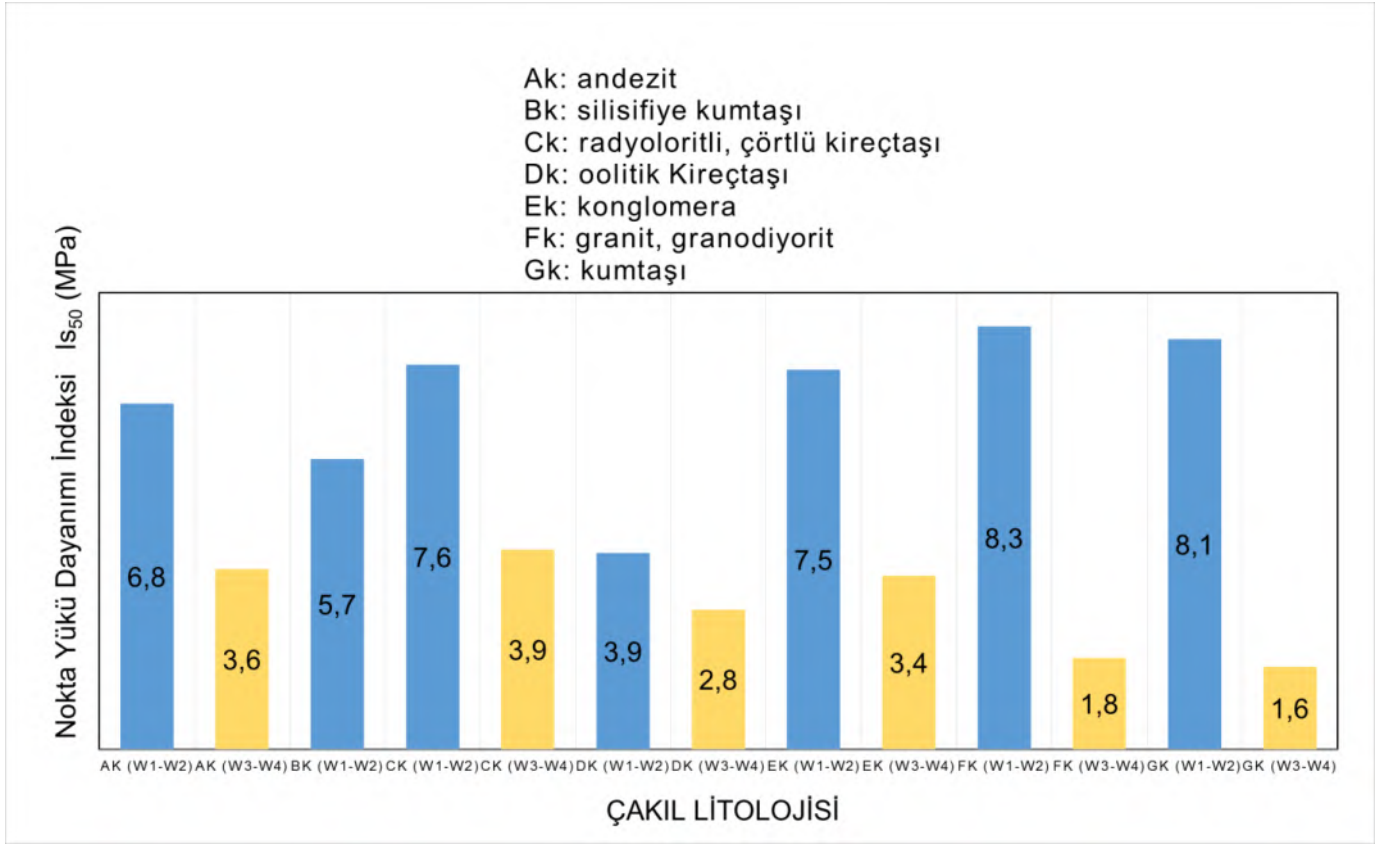
a- andezit



b- oolitik kireçtaşı

Şekil 11 Andezit ve oolitik kireçtaşı numunelerinin bozunma derecesine ait görüntüler.

Kayaç türü ve bozunma derecelerine göre ortalama nokta yükü dayanımı değerleri Şekil 12'de verilmiştir. Nokta yükü dayanım değerlerinden bozunmamış kayaçlara ait dayanımların yüksek dayanım sınıfında yer aldığı belirlenmiştir. Bozunma derecesinin kaya numunelerinin dayanım değerleri üzerinde önemli etkisi bulunmaktadır. Dayanım azalması değerleri %30-80 aralığında değişim göstermiş olup ortalama dayanım azalması %50 olarak ifade edilebilmektedir.



Şekil 12. Bozunma derecelerine göre tespit edilen ortalama nokta yükü dayanım değerleri.

3 BULGULAR VE TARTIŞMA

İri çakıl sınıfında yer alan agrega malzemesi kırma-eleme işlemleri neticesinde kırma çakıl malzemesi olarak değerlendirilebilmektedir. En yaygın kullanım alanları beton ve karayolu yol yapıları malzemeleridir. Farklı kullanım alanlarına uygunluğunun değerlendirilebilmesi için agrega malzemesinin genelde şartnamelerde belirtilen özelliklere (fiziksel, mekanik) sahip olması gerekmektedir. Bu özellikler arasında çalışma kapsamında incelenen iri çakıl agrega malzemesinin dayanım özellikleri önem arz etmektedir. İri çakıl agrega malzemesinin dayanım özelliklerinin kestirimi için; Los Angeles aşınma dayanımı, agrega darbe dayanımı indeksi ve nokta yükü dayanımı indeksi deneyleri ön plana çıkmaktadır. Şartnamelerde genelde Los Angeles Aşınma Dayanımı değerleri için bazı limitlerin sağlanması talep edilmektedir (Çizelge 1). Agrega malzemesinin aşınma dayanımının belirlenmesi için uygulanan Los Angeles aşınma dayanımı şartname sınır değerleri incelendiğinde, bu çalışma kapsamında farklı kayaç türleri için elde edilen LA aşınma dayanımı değerleri karayolları kırma çakıl beton ve yol agrega malzemesi için talep edilen

agrega özelliklerini önemli ölçüde sağladığı belirlenmiştir.

Çizelge 1. Karayolları için agrega malzemesinden talep edilen Los Angeles (LA) aşınma dayanımı sınır değerleri (KGM 2013).

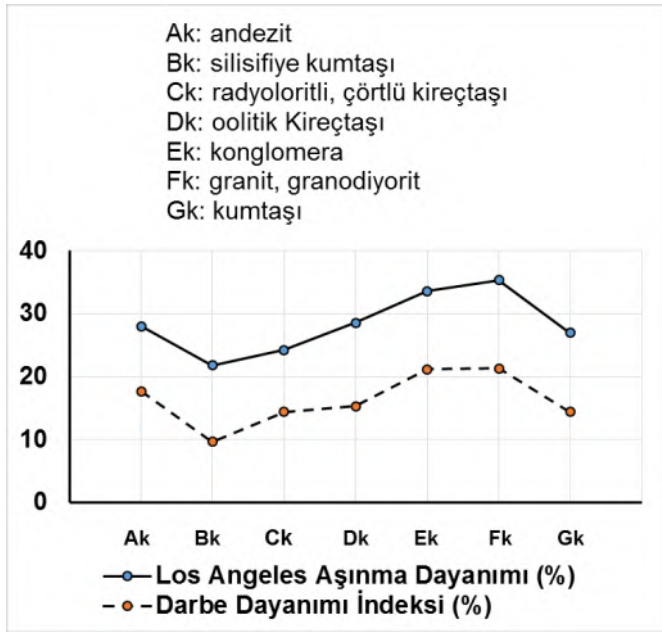
Malzeme	LA* Şartname Limiti (%)
Alttemel malzemesi	< 45
Kaba Agrega malzemesi	< 35
Beton malzemesi	< 30

(500 devir) % kütlece kayıp, TS EN 1097-2

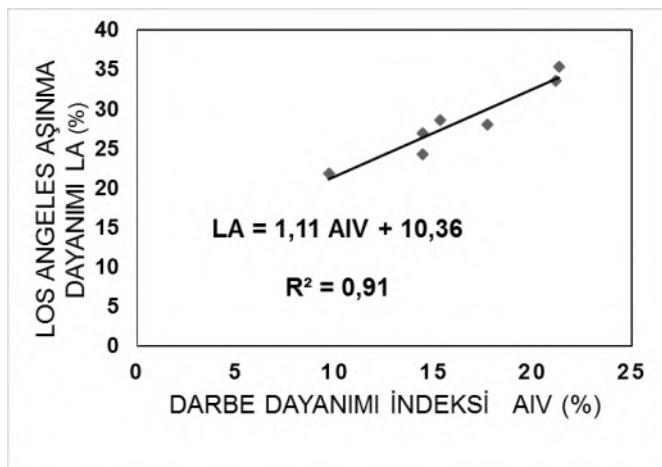
Hem laboratuvar hem de arazi ortamında pratik olarak uygulanabilen agrega darbe dayanımı indeksi deneyi ile farklı kayaç türlerine ait kırma çakıl malzemesinin parçalanmaya karşı dayanımı dolaylı olarak incelenip tahmin edilmiştir. Agrega darbe dayanımı sınıflandırması açısından incelenen kaya agrega malzemeleri genelde yüksek dayanım sınıfında yer almıştır.

Los Angeles aşınma dayanımı deneyine kıyasla daha kolay uygulanabilen, daha az agrega malzemesine ihtiyaç duyulan ve laboratuvar ortamı haricinde arazide de kullanıma elverişli olan agrega darbe dayanım indeksi deney verileri ile Los Angeles aşınma dayanımı verileri arasındaki ilişkiler araştırılmıştır. Çalışma kapsamında

incelenen yedi farklı litolojiye sahip kırma-çakıl agrega malzemesi için elde edilen ortalama agrega darbe dayanımı indeks (AIV) değerleri ve ortalama Los Angeles aşınma dayanımı (LA) değerleri karşılaştırılmıştır (Şekil 14). Şekilden anlaşıldığı gibi agrega darbe dayanım indeks değerleri ile Los Angeles aşınma dayanımı değerleri arasında önemli ölçüde paralellik bulunmaktadır. Yedi farklı kayaç türü için elde edilen ortalama AIV ve LA deneysel veriler doğrusal regresyon analizine tabi tutulduğunda yaklaşık %90 oranında bir ilişki katsayısı (R^2) tespit edilmiştir (Şekil 15). Elde edilen bağıntı Eşitlik 3'te verilmiştir. AIV değerleri aracılığıyla LA değerlerinin yeterli güvenilirlikte kestirelebileceği saptanmıştır.



Şekil 14 Agrega darbe dayanımı indeks (AIV) değerleri ile Los Angeles aşınma dayanımı (LA) değerlerinin karşılaştırılması.



Şekil 15 Bu çalışmada agrega darbe dayanımı indeks (AIV) değerleri ile Los Angeles aşınma

dayanımı (LA) değerleri doğrusal regresyon analizi sonuçları.

$$LA = 1,11 AIV + 10,36 \quad (R^2=0,91) \quad (3)$$

Burada;

LA: Los Angeles aşınma dayanımı değeri (%)

AIV: Agrega darbe dayanımı indeksi değeri (%)

LA değerinin AIV değeri aracılığıyla saptanması ile ilgili en kapsamlı araştırma 39 adet farklı kaya örneği kullanılarak Teymen (2017) tarafından yapılmıştır. Teymen (2017) tarafından belirlenen ilişki Eşitlik 4'te verilmiştir. AIV ile LA değerleri arasında yakın bir ilişki belirlenmiştir.

$$LA = 1,49 AIV + 9,53 \quad (R^2=0,79) \quad (4)$$

Yapılan çalışmalarda AIV ile LA değerleri arasında yakın bir ilişki belirlenmiştir. Elde edilen bulgular darbe dayanım indeksi (AIV) deneysel veriler aracılığıyla Los Angeles (LA) aşınma dayanımı değerlerinin laboratuvar ve arazi ortamında yeterli güvenilirlikte kestiriminin yapılabileceğini göstermektedir.

4 SONUÇLAR

Doğrudan kullanım alanları sınırlı olan ve genelde artık şeklindeki çakıl sınıfında yer alan iri çakıl agrega malzemesinin dayanımının kestirimi için doğrudan Los Angeles aşınma dayanımı ve dolaylı olarak agrega darbe dayanımı indeksi deneyleri kullanılabilir. Çalışma kapsamında incelenen yedi farklı litolojiye sahip kırma-çakıl agrega malzemesi için elde edilen agrega darbe dayanımı indeks (AIV) değerleri ve Los Angeles aşınma dayanımı (LA) değerleri arasında yakın bir ilişki tespit edilmiştir. Önerilen eşitlik ile Los Angeles aşınma dayanımı deneyine kıyasla daha kolay uygulanabilen, daha az agrega malzemesine ihtiyaç duyulan ve laboratuvar ortamı haricinde arazide de kullanıma elverişli olan agrega darbe dayanım indeksi deney verileri aracılığıyla Los Angeles aşınma dayanımı değerinin yeterli güvenilirlikte kestirimi yapılabilmektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma Bülent Ecevit Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi tarafından 2016-98150330-01 proje numarası ile desteklenmiştir.

Yazarlar Zonguldak Bülent Ecevit Üniversitesi'ne desteğinden ötürü teşekkür etmektedir.

KAYNAKLAR

- BS 812-112, 1990. Testing Aggregates. Method for Determination of Aggregate Impact Value.
- ISO 14688-1, 2002. Geotechnical Investigation and Testing - Identification and Classification of Soil - Part 1: Identification and Description, 4-9.
- ISRM, 1981. Basic Technical Description of Rock Masses, International Journal of Rock Mech. and Mining Sci. and Geomech. Abst., 18, 85-110.
- ISRM, 1985. Point Load Test, Suggested Method for Determining Point Load Strength, International Journal of Rock Mech. and Mining Sci. and Geomech. Abst., 22, 55-60.
- Kahraman S, Fener M (2007) Predicting the Los Angeles abrasion loss of rock aggregates from the uniaxial compressive strength. Mater Lett 61(26):4861-4865
- Kahraman S, Toraman OY (2008) Predicting Los Angeles abrasion loss of rock aggregates from crushability index. Bull Mater Sci 31(2): 173-177
- KGM, 2013. Karayolları Teknik Şartnamesi, 401-417.
- Köken, E, Özarslan, A. (2016) Balast Agregası Malzemesi Dayanımı Kestiriminde Nokta Yüğü Dayanım İndeksine İlişkin Kullanım Önerilerinin Geliştirilmesi. 8. Uluslararası Kırmata Sempozyumu, s. 73-83.
- Ozcelik Y (2011) Predicting Los Angeles abrasion of rocks from some physical and mechanical properties. Sci Res Essays 6(7):1612-1619
- Selyani, K., 2017. Yüksek Mühendislik Tezi (yayımlanmamış), Bülent Ecevit Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Zonguldak, 73 s.
- Shakoor A, Brown CL (1996) Development of a quantitative relationship between unconfined compressive strength and Los Angeles abrasion loss for carbonate rocks. Bull Eng Geol Environ 53(1):97-103
- Teymen A (2017) Estimation of Los Angeles abrasion resistance of igneous rocks from mechanical aggregate properties. Bull Eng Geol Environ DOI 10.1007/s10064-017-1134-0
- TS 10088 EN 932-3, 1997. Agregaların Genel Özellikleri İçin Deneyler Kısım 3: Basitleştirilmiş Petrografik Tanımlama İçin İşlem ve Terminoloji. Türk Standardları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 1097-2, 2010. Agregaların Mekanik ve Fiziksel Özellikleri İçin Deneyler – Parçalanma Direncinin Tayini İçin Metotlar. Türk Standardları Enstitüsü, Ankara.

Kayaçların direkt çekme dayanımlarının belirlenmesinde kullanılacak en uygun dumbel şekilli numune geometrisinin belirlenmesi

Determination of the most suitable dumbell shaped sample geometry to be used in determining the direct tensile strengths of rocks

S. Demirdağ, N. Şengün, R. Altındağ

Süleyman Demirel Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Isparta

T. Efe

Burdur İl Özel İdaresi, Burdur

K. Tüfekçi

Uludağ Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Bursa

ÖZET: Kayaların çekme dayanımının belirlenmesinde, doğrudan (direkt) ve dolaylı (indirekt) yöntemler olmak üzere iki farklı şekilde uygulamalar vardır. Genelde doğrudan yöntemler hem zaman alıcı, hem de daha maliyetli olmaktadır. İndirekt yöntemler ise, basit, ucuz ve uygulaması kolay olduğundan daha çok tercih edilmektedir. Gevrek malzemelerin direkt çekme dayanımı doğrudan yöntemlerle belirlenebilmesine rağmen, gerilme yığılmaları numunenin bağlantı yapıldığı noktalarda (epoksi veya çimento bağlayıcı kullanıldığında) gerçekleştiğinden, hasar, bağlantı yerlerinde meydana gelmekte, erken yenilme gerçekleşmekte ve çekme esnasında malzemede eğilme momentleri oluşabilmektedir. Dumbel şekilli (dog bone) numunelerde ise, numunelerin kesitindeki değişimlerden kaynaklanan çap geçiş bölgelerinde gerilme yığılmaları oluşmaktadır. Bu nedenle, bu çalışma kapsamında kayaçların doğrudan çekme dayanımlarının belirlenmesinde dumbel şekilli numunelerde gerilme yığılmalarını düşürmek için alternatif 3 (Tip 1, Tip 2 ve Tip 3) farklı çekme numunesi modelleri geliştirilmiştir. Bu modeller arasından en uygun olanı belirleyebilmek için bu modellere uygun numuneler üretilerek laboratuvar testleri yapılmıştır. Deneysel çalışmalara ek olarak, 3 tip model için de numunelerde oluşan gerilmelerin dağılımı ve gerilme yığılmaları sonlu elemanlar yöntemi (ANSYS) kullanarak analiz edilmiştir. Deneysel ve nümerik analiz sonuçlarına göre; çalışılan iki farklı kayaç türünün (limra ve kristalize mermer) direkt çekme dayanımları belirlenerek, önerilen modellerden Tip 3 (sürekli değişken kesitli) modelin, kayaçların direkt çekme dayanımını belirlemede daha uygun olduğu sonucuna varılmıştır.

ABSTRACT: Different test methods for determining the tensile strength of the rock material which is direct and indirect methods have been used. Direct methods are more expensive and time consuming in general. The indirect methods are preferred because it is simple, cheap and easy to application. Although direct tensile strength of brittle materials can be determined by direct methods, stress intensity might be occur at the points where the sample is connected (using epoxy or cement binder) and damage can be occur at the same points. Moreover, early failure and bending moments can be occurred during the tensile experiments. In the case of dumbbell-shaped (dog bone) specimens, stress intensity occurs at the diameter change points resulting from the changes in the sections of the specimens. Therefore, in this study, alternative three different tensile samples models (Type 1, Type 2, and Type 3) were developed to reduce stress intensity in dumbbell-shaped specimens to determining direct tensile strengths of the rocks. In order to determine the most suitable model from among these models, laboratory tests were carried out by producing samples according to these models. In addition to experimental study, stress distribution and stress intensity on the each sample were analyzed by using Ansys. According to experimental and numerical analysis results; direct tensile strengths of lymra and crystallized marbles were determined and it was determined that the type 3 model which are define as continuous variable section among the proposed models is more suitable to determine direct tensile strength of the rocks.

1 GİRİŞ

Aynı doğrultuda birbirlerinden uzaklaşan zıt yönlerdeki kuvvetlerin oluşturduğu gerilmeye “Çekme Gerilmesi” denir. Oluşan bu gerilmeler sonucunda malzemelerin boylarında uzama, enlerinde ise daralmalar meydana gelmektedir. ISRM tarafından yapılan tanımlamaya göre ise, kayaçların mekanik özelliklerinden birisi olan çekme dayanımı, bir katı malzemenin yenilmeden dayanabileceği en yüksek çekme gerilmesidir. Çekme dayanımı genel olarak malzemelerin, özelliği, sınıflaması ve tanımı için kullanılmakla birlikte, bazı tasarım problemlerinde de önemli bir girdi olarak ta kullanılmaktadır. Kaya malzemesinin çekme gerilmeleri altında gösterdiği dayanım, basınç gerilmelerine oranla çok daha düşük olduğundan, kaya malzemesinin çekme dayanımı ayrı bir öneme de sahiptir. Bu nedenle, malzemelerin çekme dayanım değerleri, inşaat mühendisliği, maden ve petrol mühendisliği gibi birçok uygulamalarda anahtar bir veri olarak oldukça sık bir şekilde kullanılmaktadır. Tek eksenli basınç dayanımı deneyinde, kaya örneği içerisinde kesme ve çekme gerilmelerinin her ikisi birden gelişebilmekte ve yenilmeye neden olabilmektedir. Bu olgu, indirekt çekme dayanımı deneyinde kabul edilebilir olmasına karşın, tek eksenli çekme dayanımında yenilmenin sadece çekme gerilmelerinin etkisiyle olması beklenmektedir (Ünlü ve Yılmaz, 2014). Maden mühendisliğinde, kayaçların mühendislik özellikleri, üretim yöntemi ve kazı ekipmanı seçimi, patlatma geometrisinin tasarımı, şev stabilitesi ve yeraltı açıklıklarının boyutlandırılması çalışmalarında temel tasarım parametreleri olarak kullanılmaktadır. Kayaçların çekme dayanımları, mühendislik yapılarının tasarımında önceden belirlenmesi gereken en önemli mekanik büyüklüklerden biri olmasına rağmen, yakın zamana kadar az araştırılmış bir özelliktir. Son yıllarda, yeraltı madenciliğinde tavan stabilitesi, basamak patlatmalarında delik geometrisi tasarımı vb. konularda temel parametre olarak kullanılmaya başlanması çekme dayanımı üzerinde ayrıntılı araştırmaların yapılması gerektiğini göstermiştir (Yenice, 2002). Ocak (2005) yaptığı çalışmada konverjans ve tasmanı en iyi ifade eden kayaç özelliğinin çekme dayanımı ve basınç dayanımı/çekme dayanımı oranının olduğu belirlemiş ve bu özellikler kullanılarak tasman ve konverjansın önceden tahmin edilebileceği sonucuna varmıştır. Hoek-Brown yenilme kriterinde kayanın dayanımını belirlemede kullanılan temel parametrelerden biri “mi”

sabitidir. “mi” değerlerinin belirlenebilmesi için üç eksenli basınç dayanım testleri yapılması gerekmektedir ve bu da oldukça zahmetli, zaman alan ve pahalı bir deney yöntemidir. Wang ve Shen (2017) tarafından yapılan çalışma da “mi” sabitini çekme dayanımına dayanan bir modelle belirlemeye çalışmışlar ve Hoek-Brown yenilme kriterin de kullanılabileceğini belirtmişlerdir. Kaya malzemelerinin çekme dayanımının belirlenmesine yönelik farklı deney yöntemleri kullanılmaktadır. Bu yöntemler, doğrudan (direkt) ve dolaylı (indirekt) yöntemler olmak üzere iki farklı şekilde uygulanmaktadır. Genelde doğrudan yöntemler hem zaman alıcı, hem de daha maliyetli olmaktadır. İndirekt yöntemler ise, daha basit, ucuz ve uygulaması kolay olduğundan tercih edilen yöntemler olmaktadır. Gevrek malzemelerin direkt çekme dayanımı doğrudan yöntemlerle belirlenebilmesine rağmen, gerilme yığılmaları numunenin bağlantı yapıldığı noktalarda (epoksi, çimento bağlayıcı kullanıldığında) gerçekleştiğinden, hasar, bağlantı yerlerinde meydana gelmekte, erken yenilme gerçekleşmekte ve çekme esnasında malzemede eğilme momentleri oluşabilmektedir. Bunun sonucunda istenilen tek eksenli gerilme durumundan sapmalar oluşmaktadır. Bu nedenle kayaçların çekme dayanımı yanlış olarak hesaplanabilmektedir. Ayrıca direkt çekme dayanımını belirlemede kullanılacak numuneleri hazırlamak (hem dog bone (dumbel) şekilli, hem de epoksi veya çimento ile yapıştırma durumları için) hem zaman alıcı hem de oldukça masraflı olabilmektedir. Kaya malzemesinin çekme dayanımının belirlenmesine yönelik ucuz ve pratik yöntemler olarak yıllardır indirekt yöntemler kullanılmaktadır. Bu yöntemlerden en yaygın olanları Brezilya yöntemi (ISRM ve ASTM), üç ve dört nokta eğilme yöntemi (ASTM ve TS EN), çevrelenmiş çekme deneyi (Hoek ve Brown, 1980) ve halka deneyi (Hobbs, 1965) gibi yöntemlerdir. Bu indirekt yöntemler arasında en yaygın kullanılanı ise, numune hazırlama kolaylığı, deneylerin tekrar edilebilmesi, basit ve ucuz olması gibi nedenlerden dolayı Brezilya deneyidir. Fakat bu deney sonuçları incelendiğinde çatlak başlangıcı göz önünde bulundurulmazsa, elde edilen değerlerin gerçek çekme dayanımı değerlerinden yüksek olduğu birçok araştırmacı tarafından belirtilmektedir. Ayrıca, Brezilya çekme deneyinde kaya malzemesinin içsel sürtünme açısı ve kohezyon değeri, tanelerin dağılımı ve yönelimi kayalarda yenilme mekanizması üzerinde oldukça etkilidir. Bununla birlikte bu yöntemlerin bazılarının pratik olmamaları ve güvenilir sonuç

vermemeleri nedeniyle evrensel olarak kabul görmemiştir. Literatür incelendiğinde kayaçlarda ve diğer malzemelerde çekme dayanımının direkt ve indirekt yöntemlerle belirlenmesine yönelik birçok çalışma yapıldığı görülmektedir.

2 ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR

Brace (1964) malzemelerin direkt çekme dayanımını belirlemek için kullanılacak en uygun numune geometrisinin “dog bone (dumbel)” şeklinde olması gerektiğini belirtmiştir. Hoek (1964) üç eksenli hücre içinde “dog bone” şekilli numunelerin eksenel çekme gerilmelerini belirlemişlerdir. Bu numunede boy/çap oranının 2-3 olması gerektiği sonucuna varmışlardır. Direkt çekme numunesi “dog bone” şeklinde olmadığı durumlarda gerilme yığılmasının silindirik numunenin üst noktasında (epoksi veya çimento bağlantı noktalarında veya yandan sıkıştırma ile bağlantı yapılan noktalarda) olmasına neden olduğu, bunun sonucunda numune üst noktaya yakın bir yerden yenilerek geçersiz deney sonucu elde edildiğine işaret etmişlerdir. Colback (1966) bazı araştırmalarda direkt çekme deneylerinde kullanılan numunelerin hazırlanmasındaki zorluklardan dolayı, uygun numunenin hazırlanamadığını ve kırılmanın numunenin merkezinin dışında gerçekleştiğini ve böylece geçersiz sonuçlar elde edildiğini belirtmiştir. Bu konudaki çalışmaların artırılabilmesi için Brezilya yöntemini kabul edilebilir bir çözüm olarak düşünmüştür. Daha sonra Brezilya deney yöntemi konusunda yaptığı çalışmalarda çatlağın görünümünü göstermek için düzeltilmiş Griffith yenilme kriteri teorisini kullanmıştır. Yaptığı çalışmalar sonucunda testin doğru olabilmesi için çatlağın disk numunenin merkezinde başlaması gerektiğini belirtmiştir. Belirli koşullar altında, çatlağın ilk yükleme noktasında başladığı durumlarda testin geçersiz olduğunu vurgulamıştır. Kırılmanın doğruluğunu belirlemek için her testten sonra numunenin kontrol edilmesi gerektiğini önermiştir. Gorksi (1993), ABD’de, özellikle gevrek malzemeler için direkt çekme dayanımı testinde kullanılmak üzere eksantrik yük altında kendiliğinden merkezlenen bir aparat (deney düzeneği) için patent almıştır. Geliştirdiği düzenek Brace’ in (1964) önerdiğine benzer olarak basma kuvveti altında dog-bone şekilli numunelerin çekme gerilmesine maruz kalacağı şekilde tasarlanmıştır. Nott (2009) tarafından yapılan çalışmada yapay kaya örnekleri üzerinde direkt çekme dayanımını (tek eksenli) ve Brezilya çekme

dayanımını belirleyerek sayısal modelleme sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Dog bone deney numuneleri ile belirlenen çekme dayanımı değerleri, kırılma numunenin bağlantı noktalarından gerçekleştiği için uygun bulunmamıştır. Klanphumeesri, 2010 yılında yaptığı tez çalışmasında dumbel (dog-bone) şekilli kaya örneğine indirekt çekme gerilmesi uygulamak için yeni bir yükleme cihazı (aleti) geliştirmiştir. Alet aynı örnek üzerinde tek eksenli çekme ve basma gerilmeleri altında kayanın elastik modülünü ve poisson oranını ölçmeye yaramaktadır. Çalışmada kumtaşı, kireçtaşı ve mermer üzerinde çalışılmıştır. İndirekt çekme gerilmelerinin numunenin ortasında gerçekleşmesini sağlayacak numune konfigürasyonunu belirlemek için bir dizi sonlu farklar analizi yapılmıştır. Alzo’ubi vd. (2010) tarafından yapılan ve çekme dayanımının devrilme şeklinde yenilen kaya kütleleri üzerindeki etkisini inceledikleri çalışmada çekme dayanımının yenilme mekanizmasında kilit rol oynadığı tespit etmiştir. Ünlü ve Yılmaz (2014) yaptıkları çalışmalarda silindirik kayaçların doğrudan çekme dayanımını belirlemek için ISRM standartlarına uygun yeni bir deney düzeneği önermişlerdir. Bu düzeneği kullanarak doğrudan çekme dayanım deneyleri yapmışlardır. Elde ettikleri değerlerin doğrudan çekme dayanım değerlerinden düşük olduğunu belirlemişlerdir. Daha sonra sayısal çözümlemeler yaparak numune çevresindeki maksimum asal çekme gerilmesi, örnek kesit alanından hesaplanan ortalama asal gerilmeden 1,5 kat daha büyük olduğundan, gerçek dayanım değerinin bu katsayı ile çarpılarak düzeltilmesi gerektiğini önermişlerdir. Jensen (2016) tarafından farklı sedimanter kayaçlar için ASTM standartlarına göre çekme dayanımlarının belirlendiği tez çalışmasında, farklı deney metodları uygulanarak çekme dayanımında boyut etkisi araştırılmıştır. Yapılan çalışmada direkt çekme dayanımı sonuçları, Brezilya çekme dayanımını sonuçlarına göre daha düşük ve daha doğru çıktığı belirtilmiştir. Direkt çekme dayanımı testinde numunenin yapıştırılması (tutunması için) aşamasında karşılaşılan zorlukları engellemek amacıyla Komurlu vd. (2016) tarafından torna makinesinde hazırlanan dog bone şekilli numuneler için yeni bir metot önerilmiştir. Sonlu elemanlar yöntemiyle nümerik modelleme çalışmaları yapılarak en uygun numune geometrisi belirlenmeye çalışılmıştır. Tufekci vd. (2016) yaptıkları çalışmada direkt çekme dayanımı belirlemek için yeni bir çene kavrama mekanizması geliştirmişler ve dumbel şekilli

numuneler üzerinde yapılan deney sonuçları ile Brezilya indirekt çekme dayanımı sonuçlarını karşılaştırmışlardır. Sonlu elemanlar metodu yardımıyla numerik modelleme çalışmaları yapılarak gerilme dağılımını ve yoğunluğunu belirlemişlerdir. Komurlu vd. (2017) tarafından direkt çekme deneyinde dumbel şekilli numunelerde numunenin ve numuneyi kavrayacak çelik aparatın geometrisinin çekme deneyi üzerindeki etkilerinin belirlenmesi için sonlu elemanlar yöntemi ile nümerik modelleme çalışmaları yapılmıştır. Ardından 3 farklı kayaç gurubu ve beton numunesi için direkt çekme deneyleri uygulanarak modelleme sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Çalışmanın sonuçlarına göre minimum 3,2 cm çap ve çap geçiş bölgesi 63°lik açı yapacak şekilde incelen dumbel numune geometrisini hem nümerik hem de deneysel olarak en uygun geometri olarak belirlemişlerdir. Wu vd. (2018) tarafından güçlendirilmiş (çelik donatı ve reçine) kaya örnekleri üzerinde çekme davranışını incelemek için yapılan deneysel çalışmada kumtaşı, granit, mermer ve şist numunelerini kullanmışlardır. Direkt çekme deneyleri uygulanarak güçlendirme işleminin çekme dayanımı üzerindeki etkisi belirlenmeye çalışılmıştır.

Brezilya deneyi, kayaçların çekme dayanımını belirlemede yıllardır kullanılan en yaygın dolaylı yöntemdir. Bu konuda birçok araştırmacı bu yöntemin doğruluğu, direkt çekme değerini temsil edip etmediği ve pratikte kullanılabilirliği ile ilgili birçok çalışma yapmış ve elde ettikleri sonuçları tartışmışlardır. Kaya mekaniğinde Brezilya çekme deneyi konusunda yaklaşık 70 yıldır yapılan araştırmalar sonucunda; aşağıda verilen 5 adet soru (Li ve Wong, 2013) üzerinde odaklanıldığı tespit edilmiştir;

1. Kayaların çekme dayanımını belirlemede niçin en çok Brezilya testi kullanılmaktadır?
2. Brezilya çekme deneyinde kullanılan numunenin (disk şeklinde) içindeki gerilme dağılımı nasıldır?
3. Brezilya çekme deneyinde kullanılan numunede (disk şeklinde) çatlak başlama noktası nerededir?
4. Hangi kriterler Brezilya disk numunesinde çatlak yayılmasını tanımlamak için kullanılabilir?
5. Daha doğru sonuçlar elde edebilmek için Brezilya test yöntemi nasıl geliştirilebilir?

Bu belirtilen konular yıllardır birçok araştırmacı tarafından oldukça yoğun bir şekilde çalışılmış ve tartışılmıştır. Birçok araştırmacı çalışmalarında gerilme analizi yaparak incelemelerde bulunmuştur. Çok az araştırmacı ise deformasyon (strain) analizi yapmıştır. Farklı kayaçların doğrudan ve dolaylı olarak çekme dayanımlarını belirlendiği literatür çalışmalarının özeti Çizelge 1'de verilmiştir.

Briševac vd. (2015) malzemelerin çekme dayanımı ve Brezilya deneyi ile ilgili çok sayıda bilimsel çalışmalar yapıldığını, ama hala pratik yaklaşımların yapılmadığını belirtmiştir. Bu nedenle bütün malzemelere yönelik optimum sonuçların elde edilebilmesi için Brezilya deneyi ile direkt çekme dayanım değerlerinin tahmini için daha doğru düzeltme katsayılarının belirlenmesi gerektiğini önermiştir.

Bu çalışmada 1940'lı yıllarından günümüze kadar yapılan çalışmalar incelenmiş ve değerlendirilmiştir. Bütün araştırmacıların belirttiği en önemli noktalar aşağıda özetlenmiştir.

- Farklı proje ve tasarımlar için malzemelerin çekme dayanım değerinin çok önemli olması,
- Direkt çekme dayanım deneyi için gerekli numune hazırlama ve deney zorluğu,
- Brezilya yönteminin en yaygın kullanılan indirekt yöntem olması,
- Brezilya yönteminin bazı bilim adamları tarafından uygun olmadığı belirtilmesi,
- Bu yöntemlerin modifiye edilmesi veya düzeltme katsayılarının belirlenmesi.

Yapılan bütün çalışmaların sonuç veya öneri bölümlerinde bu ifadeler görülmektedir. Diğer bir ifade ile bilimsel çalışmalarda aradan yaklaşık 70 yıl geçmesine rağmen hala fikir birlikteliğinin olmadığı anlaşılmaktadır. Bu nedenle bu çalışma kapsamında tarafımızdan tasarlanan çeneler ile kayaçların direkt çekme dayanım değerlerinin belirlenebilmesi için en uygun numune geometrisi tanımlanmaya çalışılmıştır.

Çizelge 1. Doğrudan ve Brezilya yöntemleri ile kayaçların çekme dayanım değerleri (Ünlü ve Yılmaz 2014; Briševac vd. 2015).

Kaya tipi	σ_{UTS} (MPa)	σ_{BTS} (MPa)	$\sigma_{BTS}/\sigma_{UTS}$	Kaynaklar
Bowral trakit	13.72	12.0	0.87	
Gosford kumtaşı	3.59	3.72	1.04	Jaeger (1967)
Carrara mermer	6.90	8.72	1.26	
Bane granit	13.45	14.34	1.07	
Indiana kireçtaşı	5.86	6.21	1.06	Mellor & Hawkes (1971)
Kumtaşı	2.96	7.80	2.64	Pandey & Singh (1986)
Vitosha siyenit	20.50	21.05	1.03	
Gri jips	1.75	1.99	1.14	Adreev (1991)
Beyaz jips	1.42	1.29	0.91	
Gazbeton	0.86	0.54	0.63	
Gravina kalkarenit	0.69	0.64	0.93	Coviello vd. (2005)
Ufalei mermer	5.90	6.90	1.17	Efimov (2009)
Saraburi kireçtaşı	9.31	10.9	1.17	
Saraburi mermer	6.33	8.02	1.27	Fuenkajorn & Klanphumeesri (2011)
Phu Phan kumtaşı	6.49	10.68	1.65	
Trakit	13.7	7.7	0.56	
Mermer	7.5	10.1	1.35	
Gnays	8.2	9.8	1.20	
Kuvarsit	16.3	13.0	0.80	
Granit	6.3	10.3	1.63	
Şist	13.3	11.8	0.89	Perras & Diederichs (2014)
Şeyl	5.6	5.9	1.05	
Kireçtaşı	7.1	6.0	0.85	
Dolomit	5.7	8.0	1.40	
Kumtaşı	5.1	9.5	1.86	
Andezit	3.9	7.1	1.82	
Kumtaşı	6.8	8.9	1.31	
Beton	4.2	6.7	1.60	
Kireçtaşı	11.9	11.8	0.99	
Bazalt	10.0	13.0	1.30	
Yapay kaya-A	3.3	6.08	1.84	Ünlü & Yılmaz (2014)
Yapay kaya-B	2.5	6.47	2.59	
Yapay kaya-C	2.8	5.72	2.04	
Yapay kaya-D	2.0	4.50	2.25	

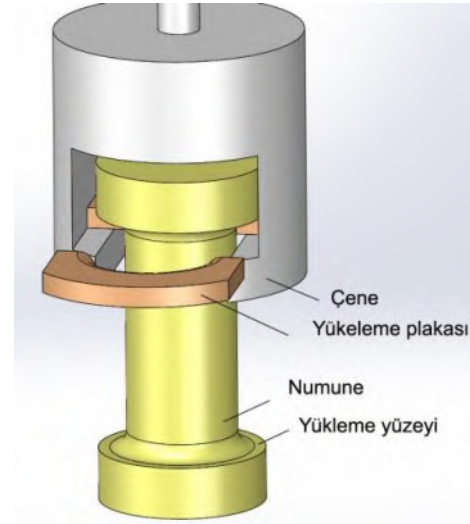
σ_{UTS} : Direkt çekme dayanımı; σ_{BTS} : Brezilya çekme dayanımı

3 NÜMERİK ANALİZLER

Kayaçlarda çekme dayanımı birçok hasarın meydana gelmesinde etkili olan çok önemli bir mekanik özellik olmasına rağmen, mühendislik uygulamalarının birçoğunda, güvenilir sonuçlar elde etmek zor olduğu için göz ardı edilmektedir. Kaya numunelerinin çekme gerilmeleri altındaki davranışının hassas olarak belirlenmesi, yukarıda bahsedilen maden ve inşaat mühendisliği projeleri uygulamalarının yanı sıra, kayaçlar üzerinde kazı ve kesim yapan kesici ve delici malzemelerinin seçimi, yüzey sertliklerinin belirlenmesi, en uygun kesme açılarının belirlenmesi, ömürlerinin tahmini gibi birçok mühendislik probleminin çözümünde oldukça önemlidir. Ayrıca, bu özelliklerin tayini, bu makinaların tasarımında, motor güçlerinin belirlenmesinde, çalışma parametrelerinin seçiminde ve rijitliklerinin belirlenmesinde de önemlidir. Direkt çekme dayanımı ile Brezilya disk deneyinden elde edilen çekme dayanımı arasındaki ilişki literatürde oldukça geniş aralıkta verilmiştir. Bunun nedeni büyük bir ihtimalle numune çeşitliliği ve test konfigürasyonlarının farklılığı olabilir.

Tek eksenli çekme deneylerinde artan yük ile birlikte malzemedeki uzamanın doğru bir şekilde ölçülmesi için kopmanın meydana geldiği bölgenin ölçüm sınırlarında kalmasını sağlamak önemlidir. Bu amaçla, numune kesitinin belli bir bölgede azaltıldığı ve kopmanın bu bölgede gerçekleştirildiği dumbel şekilli numuneler tüm mühendislik malzemelerinde yaygın olarak kullanılmaktadır. Ancak, numunenin belirli bölgelerinde kesit azaltma işlemi yükleme esnasında eksenel doğrultuda kuvvet akışını bozmakta ve özellikle kesit geçiş noktalarındaki numune eksenine dik kesitlerde uniform olmayan gerilme dağılımına neden olmaktadır. Böylece numunenin dış kısımlarda nominal (hesaplanan) gerilmeden daha yüksek, iç kısımlarda ise nominal gerilmeden daha düşük gerilmeler meydana gelmektedir. Visko-elastik özellik gösteren sünek malzemeler için söz konusu gerilme düzensizliği büyük bir probleme neden olmamaktadır. Bunun nedeni; gerilme yığılmalarının olduğu dış yüzeyde lokal akımlar meydana gelse bile malzeme bu noktalarda sabit gerilme altında uzamaya devam edecektir. Bu esnada gerilmenin düşük olduğu iç kısımlarda gerilme artışı devam eder ve belirli bir süre sonra tüm kesit uniform gerilme dağılımına kavuşmuş olur. Gevrek özellik gösteren malzemelerde ise, numune dış yüzeyinde meydana gelen bu gerilme yığılmaları hasar başlangıcını

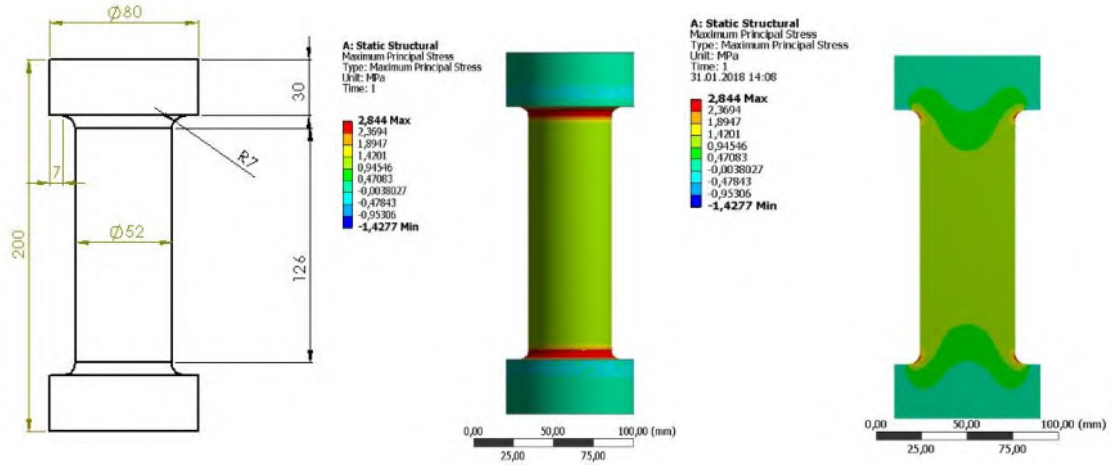
tetikleyerek numuneyi olması gereken kuvvet değerlerinden daha düşük değerlerde ve uzama ölçüm aralığının dışındaki bir noktada kırma potansiyeli taşımaktadır. Sonuç olarak, deneylerden elde edilen gerilme ve gerinme değerleri gerçek değerleri yansıtmayacaktır. Kaya gibi gevrek bir malzemenin çekmedeki mekanik özelliklerinin doğru belirlenebilmesi için kırılmanın meydana geldiği noktanın kesit geçiş noktalarından uzak ve ekstansometre'nin ölçüm sınırları içinde olması önemlidir. Çekme deneylerinden elde edilen mekanik özelliklerin doğruluğunun sağlanabilmesi için uygun boyut ve geometride numuneler elde edilmesi şarttır. Tüm mühendislik malzemeleri için geçerli olan bu şart, kaya gibi gevrek yapıya sahip bir malzemede çok daha önemli olmaktadır. Bu çalışmada, dumbel şekilli numunelerde gerilme yığılmalarını azaltmak için farklı numune geometrileri önerilmiştir. Bununla birlikte hassas sonuçlar elde etmek için yapılan numune tasarımları, numune işleme maliyetlerini de artırmaktadır. Bu konuda çalışan laboratuvarların çoğunda kaya malzemesini işleyecek uygun ekipmanların mevcut olmadığı ve deneylerin bazı projelerde birçok kez tekrarlanması gerektiği düşünüldüğünde; maliyet/güvenilir sonuçlar arasında bir optimizasyon gereklidir. Gevrek bir malzemenin çekme testinden elde edilen sonuçlar üzerinde gerilme yığılmalarının olumsuz etkileri vardır. Bu amaçla, öncelikle maliyet/güvenilir sonuçlar dengesi kurularak en uygun çekme deneyi numunesi belirlemek için 3 farklı tasarım oluşturulmuştur. Ayrıca bu farklı tasarımların direk çekme deneylerini yapabilmek için hepsi ile uyumlu bir çekme aparatı tasarlanmıştır. Direk çekme aparatı bir çene ve iki parçalı simetrik yükleme plakasından oluşmaktadır. Numune üzerine, yüzeyi ile temasta bulunan yükleme plakalarıyla kuvvet uygulanmaktadır (Şekil 1). Tasarımların gerilme analizleri sonlu elemanlar programı (ANSYS R18) ile analiz edilmiştir.



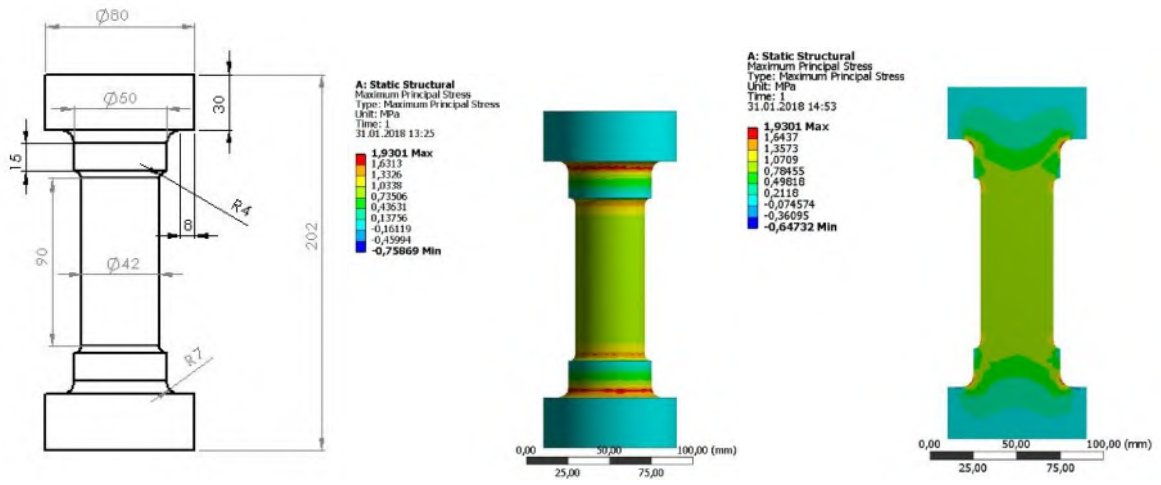
Şekil 1. Daha önce tasarlanan çekme çenesi ve numuneye montajı

Tüm numune geometrilerinde kesit geçiş yerlerinde, gerilme yığılmalarını azaltmak amacıyla radyuslar atılmıştır.

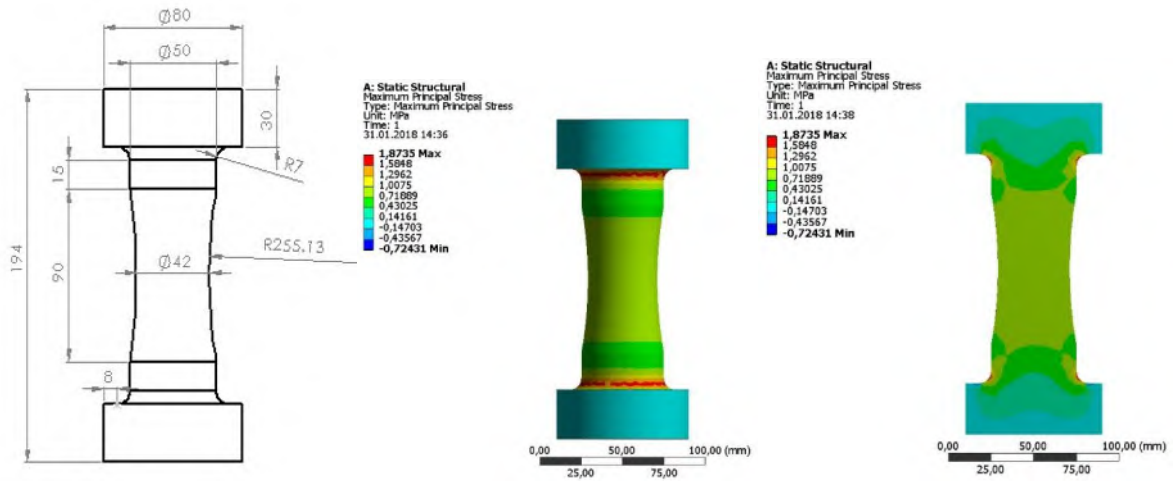
- ✓ İlk numune tasarımı (Tip 1) işleme maliyetlerinin en az olduğu tek kademeli dumbel şekilli numunedir. Numunenin muhtemel hasar bölgesinin (inceltilmiş bölge) her iki ucunda gerilme yığılmaları Şekil 2’de görülmektedir.
- ✓ Şekil 3’te görülen ikinci numune tasarımı (Tip 2), işleme maliyetlerinin biraz arttığı iki kademeli dumbel şekilli numunedir. Hasar olması beklenen inceltilmiş bölgenin her iki ucundaki gerilme yığılmaları ilk tasarıma göre daha düşüktür. Ancak burada da yükleme noktasına yakın 1. kademe bölgesinde gerilme yığılmaları görülmektedir.
- ✓ Son numune tasarımı (Tip 3), (Şekil 4), işleme maliyetlerinin en yüksek olduğu ve imalatın görece en zor olduğu sürekli değişken kesitli numune tasarımıdır. Çekme deneylerinde kopmanın gerçekleşmesinin istendiği orta bölümün çapı sabit olmayıp bir yay profili formunda kademeli olarak azalacak şekilde tasarlanmıştır. Buradaki amaç, numune boyunca gerilmeyi kontrollü bir şekilde artırmak ve kopmanın istenilen aralıkta kalmasını sağlamaktır.



Şekil 2. Tip 1 numune geometrisi (tek kademeli)



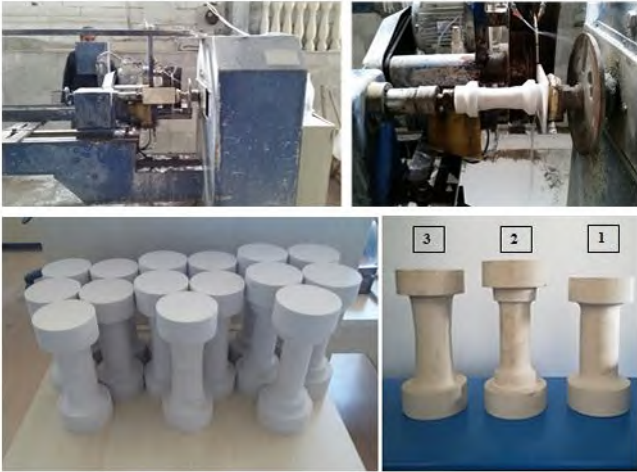
Şekil 3. Tip 2 numune geometrisi (iki kademeli)



Şekil 4. Tip 3 numune geometrisi (sürekli değişken kesitli)

4 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

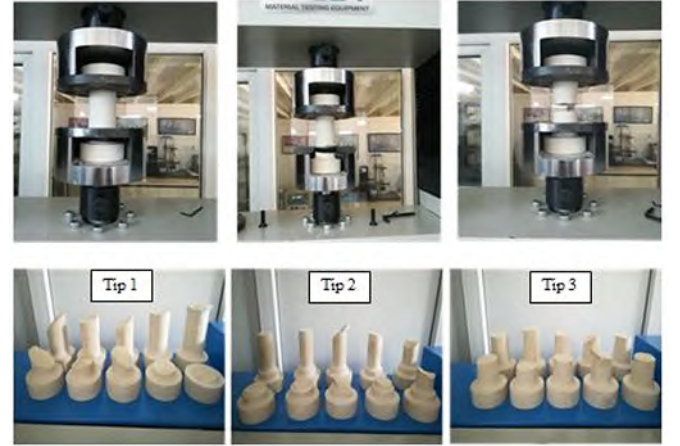
Direk çekme deneyindeki en büyük problem, dumbel şekilli (dog bone) numunelerin kesitindeki değişimlerden kaynaklanan çap değişim noktalarındaki gerilme yığılmalarının oluşmasıdır. Gerilme yığılmalarını düşürmek için alternatif çekme numunesi modelleri bu çalışma kapsamında geliştirilmiştir. Bu nedenle üç farklı model üzerinde gerekli nümerik analizler yapılmıştır. Daha sonra bu modellere uygun numuneler torna işleme makinelerinde üretilerek laboratuvarda deneyleri yapılmıştır (Şekil 5).



Şekil 5. Nümerik modellere uygun olarak hazırlanan numuneler

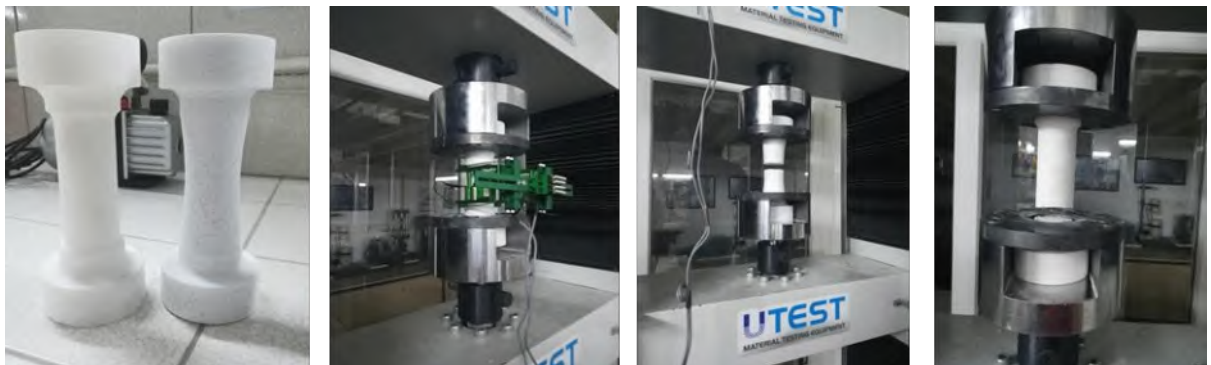
Bu deneme çalışmaları için killi kireçtaşı (limra) seçilmiştir. Çünkü yumuşak bir kayaç olduğundan işlenmesi kolay olmaktadır. Herbir model için 5'er adet numune hazırlanarak direkt çekme deneyleri UTEST marka, 100 kN kapasiteli "Elektromekanik Universal Test Cihazı" nda yapılmıştır. Direkt çekme deneyleri dumbel şekilli numuneler üzerinde ASTM D2936 standardı ve ISRM (2007) tarafından önerilen yöntemler dikkate alınarak yapılmıştır. Numune geometrileri

önceki bölümde verilmiş olup yükleme hızları 0,01-0,02 kN/s olacak şekilde belirlenmiştir. Deneyler sonucunda düz (Tip 1) ve kademeli (Tip 2) dumbel numunelerde gerilme yığılmasından dolayı numunedeki hasarın çap geçiş noktalarında olduğu görülmüştür (Çizelge 2). Fakat diğer model olan sürekli değişken kesitli numunelerde (Tip 3) ise kırılmanın tam numunenin orta noktasından olduğu deneysel olarak belirlenmiştir (Şekil 6).



Şekil 6. Direkt çekme dayanımları sonrası kırılan numuneler

Daha sonra ise bu modelden emin olmak için killi kireçtaşına göre biraz daha sert olan ince kristalli mermerde sadece kademeli (Tip 2) ve sürekli değişken kesitli model (Tip 3) için tekrar deneme numuneleri (3'er adet) hazırlanarak direkt çekme deneyleri tekrarlanmış (Şekil 7 ve Şekil 8) ve Çizelge 3'te deney sonuçları verilmiştir.

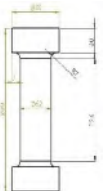
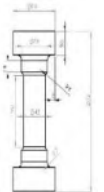


Şekil 7. İnce kristalli mermerden hazırlanan dumbel numuneler



Şekil 8. Numunelerde gerçekleşen kırılma bölgeleri

Çizelge 2. Farklı geometrilerdeki dumbel şekilli killi kireçtaşı (limra kayacı) numunelerinin direkt çekme deneyi sonuçları

Geometri	Tip	I (mm)	Çap (mm)	F (N)	σ_t (MPa)	t (s)	Açıklama
	Tip 1 (Düz)	100.34	48.36	859	0.468	57	Çap geçiş bölgesine yakın kırıldı
		100.00	48.44	6682	3.626	446	Çap geçiş bölgesinden kırıldı
		100.60	48.20	4334	2.375	290	Çap geçiş bölgesinden kırıldı
		100.50	48.15	1416	0,778	65	Çap geçiş bölgesine yakın kırıldı
		99.19	48.23	3257	1.783	213	Çatlak yüzeyinden kırıldı
	Tip 2 (Kademeli)	117.32	38.40	Veri alınamadı			Çap geçiş bölgesinden kırıldı
		118.00	38.30	Veri alınamadı			Çatlak yüzeyinden kırıldı
		117.35	38.40	1901	1.641	92	Çap geçiş bölgesinden kırıldı
		118.10	38.35	1245	1.078	65	Çap geçiş bölgesinden kırıldı
		117.90	38.20	Veri alınamadı			Çatlak yüzeyinden kırıldı
	Tip 3 (Sürekli değişken kesitli)	111.10	42.56	5732	4.029	640	Tam ortadan kırıldı
		111.30	42.30	2591	1.843	170	Tam ortadan kırıldı
		111.00	42.42	3732	2.641	250	Tam ortadan kırıldı
		110.79	42.48	3489	2.462	234	Tam ortadan kırıldı
		111.00	42.40	2275	1.611	153	Tam ortadan kırıldı

Çizelge 3. İnce kristalli mermerlerin direkt çekme deneyi sonuçları

Tip	l (mm)	Çap (mm)	F (N)	σ_t (Mpa)	t (s)	Açıklama
Tip 2 (Kademeli)	142.80	42.80	968	0.673	51	Çap geçiş bölgesinden kırıldı
	141.10	42.10	5977	4.294	399	Çap geçiş bölgesinden kırıldı
	142.50	44.20	5667	3.693	377	Çap geçiş bölgesinden kırıldı
Tip 3 (Sürekli değişken kesitli)	142.00	40.80	7953	6.083	530	Tam ortadan kırıldı
	143.00	43.20	5484	3.741	366	Tam ortadan kırıldı
	140.90	41.80	5573	4.061	372	Tam ortadan kırıldı

Yapılan deneylerde Tip 2 modelde hasar çap geçiş noktasında, Tip 3 numunelerde ise hasar numunenin ortasında gerçekleşmiştir. Bu deneme çalışmaları sonucunda (hem deneysel hem de nümerik analizler sonucunda), bu modeller arasından en uygun modelin veya numune geometrisinin sürekli değişken kesitli numune (Tip 3) olduğuna karar verilmiştir. Böylece bu çalışma kapsamında hedeflenen model tanımlanarak gerçek tek eksenli çekme gerilmelerinin deneysel olarak belirlenebileceği numune modeli belirlenmiştir.

5 SONUÇLAR

Direkt çekme numuneleri tasarımlarının sonlu elemanlar yöntemi ile gerilme analizleri için ANSYS R18 programı kullanılmıştır. Analizler için sonlu elemanlar ağ yapısı oluşturulurken “quadratic” elemanlar kullanılarak daha uygun sonuçlar elde edilmesi amaçlanmıştır. Analiz sonrası her üç model için maksimum asal gerilme sonuçları; Şekil 2-Şekil 4’te numune dış yüzeyi boyunca ve numune kesit iç yüzeyi boyunca verilmiştir. Tüm modellerde numune dış yüzeyi kesit geçiş noktalarında, nominal gerilme değeri 1 MPa üzerinde asal gerilmeler görülmektedir. Şekil 2-Şekil 4’te dış yüzeyden içeri doğru yatay eksenle ilerledikçe gerilme değerinin azaldığı ve kesitin orta kısmında nominal 1 MPa’nın altına indiği gözlenmektedir. Kesit geçiş yerlerinden uzaklaşıp numunenin orta kısımlarında gelindiğinde ise daha uniform gerilme dağılımının olduğu görülmektedir. En büyük gerilme yığılması nominal gerilmenin 2.84 katı ile tek kademeli numune kesitinde (Tip

1), en düşük gerilme yığılması ise nominal gerilmenin 1.87 katı ile sürekli değişken kesitli numunede (Tip 3) meydana gelmektedir. İki kademeli kesitte ise (Tip 2) gerilme yığılması nominal gerilmenin 1.93 katı kadar çıkmaktadır. Bu nedenle, hem nümerik hem de deneysel sonuçlara göre, kayaçların direkt çekme dayanımlarını belirlemede en uygun numune geometrisinin sürekli değişken kesitli numune modeli (Tip 3) olduğu belirlenmiştir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK), 1001-Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Projelerini Destekleme Programı kapsamında, TÜBİTAK 116M724 No’lu Proje tarafından desteklenmiştir. Kuruma, katkılarından dolayı teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

- Alzo’ubi, A.K., Martin, C.D., Cruden, D.M., 2010. Influence of tensile strength on toppling failure in centrifuge tests. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences. 47, 974–982 pp.
- Andreev, G.E. 1991. A review of the Brazilian test for rock tensile strength determination. Part I: calculation formula. Min Sci Technol, 13(3), 445–456 pp.
- ASTM C880/C880M-15, Standard test method for flexural strength of dimension stone. ASTM International, USA.
- ASTM C99/C99M-15, Standard test method for modulus of rupture of dimension stone. ASTM International, USA.
- ASTM D 3967-08, 2008. Standard test method for splitting tensile strength of intact rock core specimens. ASTM International, West Conshohocken, USA.

- ASTM, D 3967-08, 2008. Standard test method for indirect tensile strength of intact rock core specimens. ASTM International, West Conshohocken, USA.
- Brace, W.F., 1964. Brittle fracture of rocks. In: Judd WR (ed) Proceedings of the International Conference on State of Stress in the Earth's Crust. Elsevier, New York, 111–174 pp.
- Briševac, Z., Kujundžić, T., Čajić, S., 2015. Current cognition of rock tensile strength testing by brezilya test. The Mining-Geology-Petroleum Engineering Bulletin, 101-114 pp.
- Colback, P. S. B., 1966. An analysis of brittle fracture initiation and propagation in the brezilya test. Proc. 1st Congr. Int. Soc. Rock Mech., Lisbon, vol. 1, 385–391 pp.
- Coviello, A., Lagioia, R., Nova, R. 2005. On the measurement of the tensile strength of soft rocks. Rock Mech Rock Eng, 38 (4), 251–273 pp.
- Efimov, V.P. 2009. The rock strength in different tension conditions. J Min Sci, 45(6), 569–575.
- Fuenkajorn, K., Klanphumeesri, S. 2011. Laboratory determination of direct tensile strength and deformability of intact rocks. Geotech Test J, 34(1), 1–6 pp.
- Gorski, B.P., 1993. Tensile testing apparatus. United States Patent, Number 5193396.
- Hobbs, D.W., 1965. An assessment of a technique for determining the tensile strength of rock. Br. J. Appl. Phys., 16(2), 259–268 pp.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1980. Underground excavations in rock. Inst. of Mining and Metallurgy, London, p. 358.
- Hoek, E., 1964. Fracture of anisotropic rock. J. S. Afr. Inst. Min. Metall., 64(10), 501–518 pp.
- ISRM Commission on Testing Methods, 1978. Suggest methods for determining tensile strength of rock materials. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr. 15, 101–103.
- ISRM, 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006, Suggested Methods prepared by ISRM Commission on Testing Methods Editors: R. Ulusay & J.A.Hudson Compilation Arranged by the ISRM Turkish National Group Ankara, Turkey.
- Jaeger J.C. 1967. Failure of rocks under tensile conditions. Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr, 4(2), 219–227 pp.
- Jensen, S.S., 2016. Experimental study of direct tensile strength in sedimentary rocks. Norwegian University of Science and Technology, Department of Petroleum Engineering and Applied Geophysics, M.Sc. Thesis, 95p, Norway.
- Klanphumeesri, S., 2010. Direct tension testing of rock specimens. Master of Engineering Thesis, Suranaree University of Technology.
- Komurlu, E., Kesimal A. and Durmus Demir A., 2017. Dog bone shaped specimen testing method to evaluate tensile strength of rock materials. Geomechanics and Engineering, Vol. 12, No. 6 : 883-898.
- Komurlu, E., Kesimal, A., Demir, S., 2016. A numerical modelling study for determining ideal size and geometry of dog bone shaped direct tensile strength test rock specimens. Rock Mechanics and Rock Engineering: From the Past to the Future – Ulusay et al. (Eds) 325-330.
- Li, D., Wong, L.N.Y., 2013. The brezilya disc test for rock mechanics applications: review and new insights. Rock Mechanics and Rock Engineering, 46, 269-287 pp.
- Mellor, M. and Hawkes, I. 1971. Measurement of tensile strength by diametral compression of discs and annuli. Eng Geol, 5(3), 173–225 pp.
- Nott, J.A., 2009. Tensile strength and failure criterion of analog lithophysal rock. Doctor of Philosophy Degree in Engineering Department of Civil and Environmental Engineering, Howard R. Hughes College of Engineering Graduate College University of Nevada, Las Vegas.
- Ocak, İ., 2005. Metro tünellerinde, kayaç özelliklerinin tasman ve konverjansa etkilerinin araştırılması. İstanbul Üniv. Müh. Fak. Yerbilimleri Dergisi, C. 18, S. 1: 45-52.
- Pandey P. & Singh D. P. 1986. Deformation of a Rock in Different Tensile Tests. Eng. Geol., 22 (3), 281–292 pp.
- Perras M.A., Diederichs, M.S. 2014. A review of the tensile strength of rock. concepts and testing. Geotechnical and geological engineering. 32(2), 525-546.
- TS EN 12372, 2013. Doğal taşlar - deney metotları - yoğun yük altında bükülme dayanımı tayini.
- TS EN 13161, 2014. Doğal taşlar - deney metodları-sabit moment altında eğilme dayanımının tayini.
- Tufekci, K., Demirdag S., Sengun, N., Altındag R. & Akbay D., 2016. A new design test apparatus for determining direct tensile strength of rocks. Rock Mechanics and Rock Engineering: From the Past to the Future – Ulusay et al. (Eds): 295-300.
- Unlu T, Yilmaz O. A. 2014. Development of a new push–pull direct tensile strength testing apparatus (PPTA). Geotechnical Testing Journal. Vol. 37, Issue 1.
- Ünlü, T., Yılmaz, Ö., 2014. Kaya malzemelerinin doğrudan çekme dayanımının belirlenmesi için geliştirilen yeni bir deney düzeneği. 11. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu, 7-9 Mayıs, Afyonkarahisar, 97-106.
- Wang, W. and Shen, J., 2017. Comparison of existing methods and a new tensile strength based model in estimating the hoek-brown constant mi for intact rocks. Engineering Geology, Volume 224: 87-96 pp.
- Wu, C., Chen, X., Hong, Y., Xu, R. And Yu, D., 2018. Experimental investigation of the tensile behavior of rock with fully grouted bolts by the direct tensile test. Rock Mech. Rock Eng. 51:351–357.
- Yenice, H., 2002. Bazı Kayaçların tek eksenli basınç dayanımları ile diğer malzeme özellikleri arasındaki ilişkiler. Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 4(2), 65-71.

Volkanik bir kaya kütleğinde şev duraylılığının Q-Slope ve limit denge yöntemleri ile değerlendirilmesi

Stability assessment of slopes in a volcanic rock mass by using the Q-Slope and limit equilibrium methods

İ.F. Öge

Muğla Sıtkı Koçman Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Muğla, Türkiye

M. Sarıtaş, F.E. Yağımlı, A. Türkoğlu, Y. Tonbaktepe

Polyak Eynez Enerji Üretim A.Ş., İzmir, Türkiye

ÖZET: Eğimli bir topoğrafyada kullanılabilecek bir alan oluşturulabilmek için volkanik bir kaya kütleğinde kazı şevleri oluşturulmuştur. Üç farklı ve birbirine yakın bölgelerdeki şevlerin duraylılığının araştırılması amacı ile kazı esnasında gerekli kaya mekaniği parametreleri toplanmıştır. Konvansiyonel limit denge yöntemleri ile şevlere ait güvenlik sayıları saptanmıştır. Şev aynalarından Q-Slope ampirik kaya şev duraylılığı inceleme yöntemi için veriler toplanmıştır. Söz konusu yöntemlerden elde edilen bulgular, gerçekleşen duraylılık durumu ile karşılaştırılmış ve kabul edilebilir derecede uyumlu sonuçlar elde edilmiştir.

ABSTRACT: In order to provide a usable level surface in a steep terrain, slopes were excavated in an volcanic rock mass. Necessary rock mechanics parameters were collected with an aim of slope stability assessment for closely located three slope regions. Conventional limit equilibrium methods were employed to determine the factor of safety for the slopes. Necessary data for empirical Q-Slope rock slope stability assessment method was collected from the exposed slope faces. The findings obtained from the considered methods were compared with the field observations and the findings were found to be compatible in an acceptable level.

1 GİRİŞ

Gerek açık maden işletmeciliği gerekse inşaat mühendisliği yapılarının inşaatı için açılan şevlerde karşılaşılan duraysızlık problemleri kaya veya zemin mühendisliğinde sıklıkla rastlanmaktadır. Limit denge yöntemleri ile kaya şevlerinde gelişecek düzlemsel ve kama tipi yenilmelere karşı güvenlik sayıları hesaplanabilmektedir. Aşırı çatlaklı ve zayıf kaya kütlelerinde veya zeminde açılan şevlerde dairesel veya dairesel olmayan yenilme yüzeyleri limit denge yöntemleri ile incelenebilmektedir. Bu yöntemler çeşitli bilgisayar programları kullanılarak hızlı bir şekilde hesaplanabilmektedir. Daha detaylı olarak, sayısal analiz yöntemleri de şev stabilitesi araştırmalarında kullanılmaktadır.

Kaya kütlelerinde açılan şevlerin duraylılık durumunun incelenmesi için çeşitli ampirik yöntemler geliştirilmiştir. Güncel olarak Q-Slope yöntemi yaygın olarak yer altı açıklıklarının ampirik tasarımında kullanılan Q-Sistemi'nden

esinlenilerek geliştirilmiştir (Bar & Barton 2017, Barton vd. 1974, Bar vd. 2016). Bu çalışmada geleneksel olarak kullanılan limit denge ve Q-Slope yöntemlerinden yararlanılarak bir maden sahasında açılan kazı şevlerinin duraylılığı incelenmiş ve gerçekleşen durum hesaplamalar ile karşılaştırılmıştır.

2 Q-Slope yöntemi

Kaya sınıflama sistemlerinden yaygın olarak kullanılan Q-Sistemi ile bazı parametreleri ortak olan Q-Slope yöntemi oldukça güncel bir ampirik kaya şev duraylılığı inceleme yöntemidir. Yönetmin mevcut Q-Sistem ile ortak olan parametreleri, Kaya Kalite Göstergesi (RQD), süreksizliklerin pürüzlülük sayısı (J_r), eklem sayısı (J_n), eklem alterasyon sayısı (J_a) olup, Q-Slope için yeni parametreler de tanımlanmıştır, (Bar & Barton 2017). Şev duraylılığı için tanımlanan yeni parametreler ise tanımları ve karşılık gelen puanlar olarak, özet halde Çizelge 1'de verilmiştir, (Bar &

Barton 2017). Süreksizliklerin duraylılığa olumlu veya olumsuz duruşları O-faktörü ile temsil edilmektedir, (Tablo 1).

Tablo 1 Süreksizlik duruş faktörü- O faktörü

O-faktör tanımı	Set A	Set B
Çok uygun	2	1.5
Uygun	1	1
Olumsuz	0.75	0.9
Çok olumsuz	0.5	0.8
Yenilmeye yol açan	0.25	0.5

Set A ve B parametrelerinin kama tipi yenilmelerde veya hâkim iki süreksizlik setinin bulunması durumunda kullanılması önerilmektedir. Eğer tek süreksizlik seti hâkim ise A ve B şeklinde uygulama yapmaya gerek yoktur. Benzer şekilde J_r ve J_a parametrelerinin de her iki takım için belirlenmesi gereklidir. Çevresel ve jeolojik koşul sayısı J_{wice} parametresinin puanlanması için Tablo 2 önerilmiştir. Bu tabloda don nedeni ile çatlak genişlemesi ve tropik fırtına kategorileri de bulunmaktadır ancak burada verilmemiştir.

Tablo 2. Çevresel ve jeolojik koşul sayısı, J_{wice}

Tanım	Çöl	Yağışlı
Duraylı yapı, dayanıklı kaya	1	0.7
Duraylı yapı, dayanıksız kaya	0.7	0.6
Duraysız yapı, dayanıklı kaya	0.8	0.5
Duraysız yapı, dayanıksız kaya	0.5	0.3

Tablo 2’de verilen J_{wice} parametresi eğer drenaj önlemleri alınmış ise 1.5 katsayısı ile, şev desteklenmiş ise 1.3 ile çarpılarak dikkate alınmalıdır. Her ikisi yapıldığında ise 1.3×1.5 katsayı olarak alınacaktır. SRF (Gerilme azaltma faktörü) puanı tabloları (Tablo 3, 4 ve 5) içerisinde en yüksek tespit edilen değer, SRF değeri olarak alınır.

Tablo 3. SRF_a: fiziki durum

Tanım	SRF _a
A Patlatma nedeni ile örselenme, sık örtü nedeni ile hafif gevşeme	2.5
B Gevşek bloklar, gerilme çatlağı belirtileri, bozunma eğilimi, patlatma nedeni ile ciddi örselenme	5
C B gibi fakat yüksek bozunma eğilimi	10
D Şev, ileri seviyede erozyona maruz kalmış, periyodik yağış veya donma nedeni ile gevşeme	15
E Taşınmış yamaç malzemesi (yamaç molozu veya eğim nedeni ile biriken döküntü, rezidüel zemin)	20

Tablo 4. SRF_b: gerilme ve dayanım

Tanım	σ_c/σ_1	SRF _b
F Orta gerilme-dayanım	50-200	2.5-1
G Yüksek gerilme-dayanım	10-50	5-2.5
H Yerel kaya malzemesi yenilmesi	5-10	10-5
J Kırılma, parçalanma veya plastik yenilme	2.5-5	15-10
K Birim deformasyon yumuşaması gösteren plastik yenilme	1.-2.5	20-15

Tablo 5. SRF_c: ana süreksizlik

Tanım	Uygun	Olumsuz	Çok olumsuz	Destek olmadan yenilme
L Az killi veya kilsiz ana süreksizlik	1	2	4	8
M $RQD_{100}=0$ durumunda ana süreksizlik	2	4	8	16
N $RQD_{300}=0$ durumunda ana süreksizlik	4	8	12	24
M ve N durumlarında: Kil varlığı veya ileri derecede kırıklı kaya nedeni ile $RQD=0$ olması				
RQD_{100} ve RQD_{300} : Süreksizlik düzlemine dik 1 ve 3m uzunluğundaki kısımda RQD değeri				

Gerekli olan parametreler saptandıktan sonra Q-Slope puanı aşağıda verilen eşitlik ile hesaplanabilir (Bar & Barton 2017).

$$Q_{slope} = \frac{RQD}{J_n} \times \left(\frac{J_r}{J_a} \times [O - \text{faktörü}] \right) \times \frac{J_{wice}}{SRF_{a,b,c}} \quad (1)$$

Elde edilen Q-Slope değeri kullanılarak önerilen şev açısı tespit edilebilmektedir. Bu amaçla önerilen eşitlik ise:

$$\beta = 20 \log_{10} (Q_{slope}) + 65 \quad (2)$$

şeklinde verilmiştir. Burada β , önerilen şev açısını temsil etmektedir.

2 ÇALIŞMA ALANI

2.1 İncelenen şevler ve jeolojik durum

Çalışmanın konusunu oluşturan şevler, Soma kömür havzasında hazırlık aşamasındaki yer altı işletmesi için açık ambar, hurdalık gibi kullanım alanları oluşturmak üzere eğimli topoğrafyanın kullanılabilir duruma getirilmesi amacıyla oluşturulmuştur.

Arazi çalışmaları kapsamında birbirine yakın üç farklı kazı alanı incelenmiştir. Buradaki kazı şevleri A, B ve C şevleri olarak adlandırılmıştır. A şevinde aglomera ve andezit türü volkanik kayalar yüzeylenmektedir. B şevi kırmızımsı gri renkli andezitten oluşmaktadır. C şevinin alt basamağında bazalt ve andezit blokları, kırmızımsı gri aglomera ve üst kısımlarında ise gri renkli tüfler izlenmektedir. Söz konusu şevlerin olduğu bölgelerde yeraltı suyu çıkışı gözlenmemiştir. Ancak, yağışlı sezonlarda şev aynalarından sızıntı şeklinde su çıkışları olasıdır. A şevinin kazı durumundaki görünümü Şekil 1’de verilmiştir. Şevde hafif destek uygulamasının yapıldığı durum Şekil 2’de sunulmuştur.



Şekil 1 A şevinin kazı sırasındaki görünümü



Şekil 2 A şevinin kazı sonrasındaki görünümü

A şevinde püskürtme beton uygulamasından sonra düzlemsel türde bir yenilme gelişmiştir. Daha sonra destek amaçlı şeve ankraj uygulaması yapılmıştır.

Şekil 3'te gösterilen B şevinde ise basamaklar lokal dökülmeler hariç duraylı durumdadır.



Şekil 3 B şevinin görünümü

C şevindeki basamaklarda gelişen dökülmeler genellikle süreksizliklerin kontrolündedir (Şekil 4). Faylanma etkisinde sık süreksizlikler kaya malzemesinin akmasına yol açmıştır.



Şekil 4 Dökülmelerin olduğu C şevi

2.2 Kaya kütlesi ve süreksizliklerin dayanım parametreleri

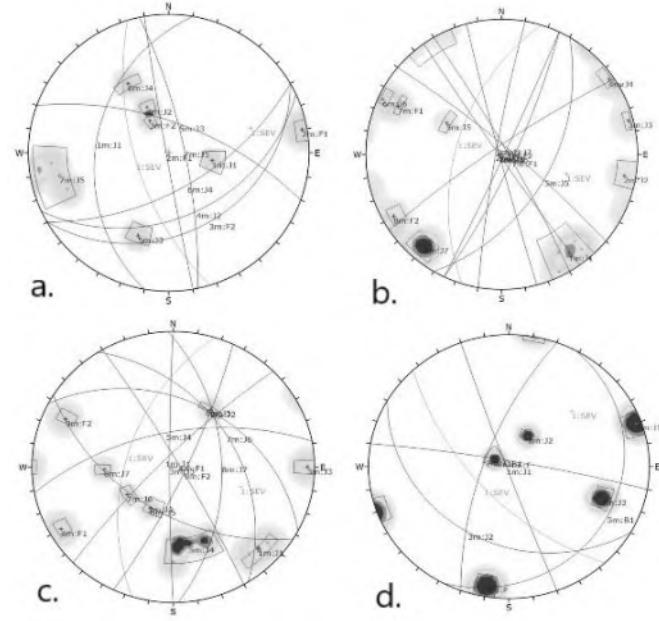
Çalışma alanında sürdürülmekte olan birçok kaya yapısı için çok sayıda laboratuvar ve saha testi bulunmakta olup bu çalışma için özel olarak laboratuvar testi uygulanmamış ve mevcut bilgilerden yararlanılmıştır. A ve B şevlerinde bulunan andezit ve aglomera için tek eksenli basınç dayanımı 15 MPa, m_i parametresi ise 10 olarak alınmıştır. Daha yüksek değerler uygun görülebilse de GSI değeri 30 seçilerek kaya kütlesi için Hoek-Brown parametreleri saptanmıştır (Hoek vd. 2002). Mohr-Coulomb parametreleri ile ifade edilecek olursa, kaya kütlesinin kohezyonu (c') 117 kPa ve sürtünme açısı (ϕ') ise 43° olarak hesaplanmıştır. C şevinde ise, tek eksenli basınç dayanımı 5 MPa, m_i değeri ise 7 olarak seçilmiştir. Yapısal olarak daha iyi durumda bulunan buradaki kaya kütlesinde GSI değeri 50 olarak alınmıştır. Mohr-Coulomb parametreleri, $c'=107$ kPa ve $\phi'=38^\circ$ olarak kestirilmiştir.

A ve B şevlerinde özellikle kaymaya neden olan veya kayma eğiliminde olan süreksizlikler için parametreler saptanmıştır. Sahada pürüzlü ve dalgalı süreksizlikler bulunsada genel olarak kaymaya neden olan yüzeyler düz ve az pürüzlü olarak görülmektedir. Bu şevler için süreksizlik dayanımı, Barton-Bandis (1982) yenilme ölçütü ile tanımlanmıştır. A ve B şevlerindeki süreksizlikler için, $JRC=5$, $JCS=5$ MPa ve $\phi'_r=30^\circ$ alındığında, denk gelen kayma dayanımı parametreleri $c'=13$ kPa ve $\phi'=34^\circ$ olarak kestirilmiştir. C şevindeki süreksizlikler için ise, $JRC=5$, $JCS=3$ MPa ve $\phi'_r=27^\circ$ alındığında, denk gelen parametreler $c'=7$ kPa ve $\phi'=30^\circ$ olarak bulunmaktadır.

2.3 Şevlerdeki süreksizliklerin yönelimi

Şevlerde izlenebilen süreksizlikler, stereografik projeksiyon tekniği kullanılarak gösterilmiştir. Stereonetler kullanılarak kayada yapısal kontrollü

yenilmelerin oluşma durumu incelenebilmektedir. Burada risk gelişme potansiyeli olabilecek duraysızlık mekanizmaları öngörülebilme ve deterministik analizler yapılabilmektedir. Sırasıyla; ile, A (Şekil 5a), B üst basamak (Şekil 5b), B alt basamak (Şekil 5c) ve C (Şekil 5d) şevleri için stereonet üzerinde süreksizliklerin kutup yoğunlaşmaları ile bunların ve şevlerin duruşları büyük daireleri gösterilmiştir.



Şekil 5 Şevlerdeki ana süreksizlik setlerinin stereonet üstündeki görünümü

Ana süreksizlik set ve şev duruşları Tablo 5'te verilmiştir. Şevlerde gelişen sökülmelerin, stereonette öngörülen yenilme veya yenilme geometrileri ile uyumsuzluğuna rastlanmıştır. Bunlar genellikle,

Tablo 5 Ana süreksizlik setleri ve şev duruşları

Eğim (°)	Eğim yönü (°)	set/şev	Eğim (°)	Eğim yönü (°)	set/şev
63	253	SEV A	53	287	SEV B üst
35	280	J1	83	326	J1
88	260	F1	85	280	J2
30	150	F2	88	255	J3
40	155	J2	88	235	J4
65	20	J3	50	120	J5
60	150	J4	88	115	J6
77	78	J5	80	115	F1
			85	60	F2
			83	40	J7
Eğim (°)	Eğim yönü (°)	set/şev	Eğim (°)	Eğim yönü (°)	set/şev
53	287	SEV B alt	63	227	SEV C
81	315	J1	88	250	J1
53	212	J2	70	290	J3
87	270	J3	30	210	J2
85	60	F1	85	10	F
61	349	J4	13	118	B1
38	28	J5			
42	58	J6			
52	88	J7			
80	115	F2			

süreksizlik düzlemlerinin hem eğim hem de eğim yönünde yer yer 20°'den fazla dalgalanmakta olmasından kaynaklanmıştır. Kazı yürütüldükçe ölçüler alınarak tasarım kontrol edilse de, kazı tamamlanırken ortaya beklenmedik süreksizlik düzlemlerinin çıktığı veya süreksizliklerin eğim ve eğim yönlerinin ciddi şekilde dalgalandığı gözlemlenmiştir.

2.4 Limit denge yöntemiyle şev duraylılığının incelenmesi

Yükseklikleri 18 ile 34m arasında değişen üç kazı şevinde limit denge yöntemi kullanılarak duraylılık durumu incelenmiş ve farklı yenilme tiplerine göre güvenlik katsayıları (GK) hesaplanmıştır, (Tablo 6). Düzlemsel veya kama tipi yenilmeler incelenirken kaya kütlesi koşulları gözetilerek gerilme çatlağı ortamda mevcut süreksizlik takımlarına göre konumlandırılmıştır. Bu tabloda, kinematik analiz ile öngörülen yenilme tipleri dikkate alınmış ve GK değerleri hesaplanmıştır.

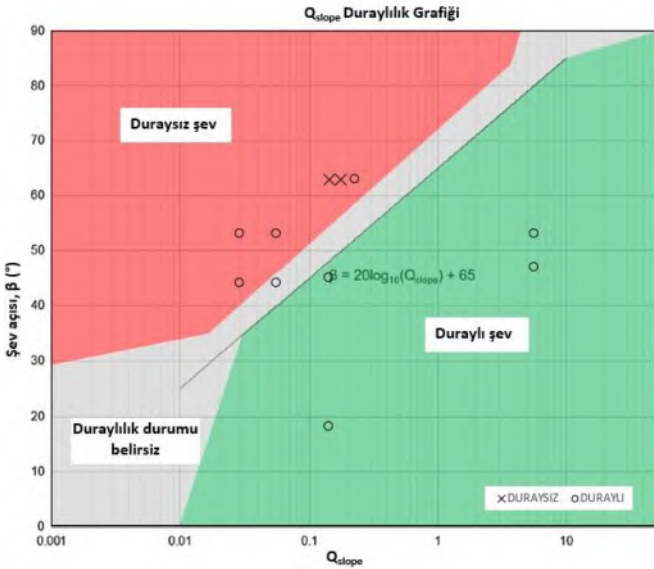
Tablo 6. İncelenen şevler ait bilgileri ve duraylılık çözümleme sonuçları

ŞEV	A	A (destekli)	B	B (zayıf)	C	C (bsm. açısı 45°)
Basamak yüksekliği (m)	18	18	12	12	10	10
Basamak açısı (°)	63	63	53	53	63	45
Genel şev açısı (°)	63	63	47	44	18	18
Genel şev yüksekliği (m)	18	18	25	19	34	34
Limit Denge analizi (Statik)						
Düzlemsel kayma	-	-	-	-	1.11	-
Kama tipi kayma	1.02	1.47	-	-	1.01	-
Dairesel kayma	1.72	1.72	>1.466	1.08	-	-
Limit Denge analizi (Dinamik)						
Düzlemsel kayma	-	-	-	-	0.73	0.7
Kama tipi kayma	0.72	1	1.31	-	-	-
Dairesel kayma	1.275	1.275	1.466	-	1.9	-
Olası yenilme tipi	Kama tipi	Dairesel	Kama tipi	Dairesel	Düzlemsel ve kama tipi	Düzlemsel ve kama tipi
En düşük statik GK	1.02	>1.275	>1.31	1.08	1	1
En yüksek dinamik GK	0.72	1.275	1.31	0.76	0.7	0.7
Q-Slope değeri	0.175	0.228	5.67	0.029-0.056	0.142	0.142
Q-Slope önerisi (°)	50	52	80	34-40	48	48
Basamak açısı (°)	63	63	53	53	63	45
Genel şev açısı (°)	63	63	47	44	18	18
Uygulama	Gözlem	Düzlemsel kayma	Destekle duraylı	Duraylı (lokal kama tipi)	GŞ duraylı, basamak yenilmesi	Duraylı

Şev aynalarında yeraltı suyu çıkışına rastlanmadığı halde, yağış nedeni ile oluşabilecek sızıntı suyu boşalımaları hesaplamalarda dikkate

alınmıştır. Dinamik analiz olarak bahsedilen çalışma, bölge için öngörülen en büyük yer ivmesinin yarısının yatayda uygulanması ile elde edilmiştir ve bu değer 0.2g'dir.

Tablo 6'da en alttaki dört satırda, basamaklar ve şev geneli için uygulanan şev açıları ile Q-Slope yöntemine göre yapılan önerileri yer almaktadır. Aynı zamanda özet halde şevlerde gözlemlenen duraylılık durumları görülmektedir. Aynı tabloda, şevlerin duraylılıkları basamak ve genel şev açısı dikkate alınarak karşılaştırılmıştır. B şevi için hem geneli temsil eden hem de zayıf olan bölümü için ayrı inceleme yapılmıştır. C bölgesinde basamak açısının 45°'ye düşürüldüğü kısım sahada duraylı olarak izlenmiş ve bu da incelemede dikkate alınmıştır. Mevcut durumu Q-Slope grafiğine yerleştirerek bir değerlendirme yapılmıştır (Şekil 6).



Şekil 6 Q-Slope grafiği ve duraylı/duraysız şevler

Q-Slope grafiğinde “duraysız şev” bölgesine düşen ancak sahada duraylı olduğu görülen şevler, A şevinin desteklenmiş durumu ve C şevinin zayıf bölgesinin destekli ve desteksiz bölümlerini temsil etmektedir.

5 SONUÇLAR

Q-Slope yönteminin kullanılması esnasında araştırmacıların bazı yorumları olmuştur. Öncelikle bu yorumlar ile sonuçlar kısmına başlanmıştır. Henüz sıklıkla kullanılan bir yöntem olmadığı için bu açıklamaların yapılması gerekli görülmüştür. Q-Slope yöntemini geliştiren araştırmacılar, bu yöntemi hızlı ve çabuk kestirim yöntemi olarak sunmuşlardır. Büyük ve derin maden şevleri, karmaşık ve olumsuz jeolojik koşulların varlığında limit denge yöntemleri gibi detaylı çözümlemelere

ilaveten sayısal modelleme yönteminin de uygulanması gerekebilir. Birkaç yüz metreden derin maden şevlerinde kazı uzun bir süre alacağı için, madencilik faaliyetlerine başlanmadan gerçekleştirilen kaya mekaniği, jeoloji, jeofizik ve hidrojeolojik çalışmalara dayanarak şev duraylılığı detaylı bir şekilde incelenebilir. Kaya mühendisliği yapılarının kazı esnasında ve inşa sonunda da uygun yöntemler ile izlenmesi gerekmektedir. Kazı süresince ve sonrasında ortaya çıkabilecek gerçeklere göre tasarımın tekrar güncellenmesi tipik bir uygulamadır. Büyük ve derin maden şevlerine ilaveten yakınında hassas yapıların bulunduğu şevler ve şehir içinde planlanabilecek hassas şevler, kritik tünel portallarının da bu detaylı kaya mekaniği incelemesinden geçmesi gereklidir.

Türkiye’de ve dünyada oluşturulan kaya şevlerinin birçoğunun da çok detaylı duraylılık incelemesi bulunmadan oluşturulduğu söylenebilir. Özellikle şev kaymasının ciddi bir sonuca yol açmayacağı durumlarda, araç geçişine mesafede yer alan uzun karayolu şevleri, 3-10m yükseklikte sığ şevler genellikle tipik şev açıları ile planlanarak oluşturulmaktadır. Ciddi bir problem görülmeyince detaylı bir duraylılık incelemesi yapılmamaktadır. Q-Slope ise özellikle kazı esnasında uygulanacak bir ampirik yöntem olarak görülmektedir. Şev kazısı süresince kaya kütlesi ile ilgili verilere doğrudan şev yüzeyinden erişim sağlanmaktadır. Ayrıca, bazı SRF parametrelerinin ve O-faktörü seçimi şev aynası görüldükçe daha hassas şekilde yapılabilmektedir. Özellikle süreksizlik duruşlarının öğrenilmesi için pahalı sondaj yöntemleri veya delik içi televyör gibi yöntemlerin uygulanması her proje için anlamlı olmayabilir. Bu gibi durumlarda Q-Slope yönteminin karar vermek için yardımcı bir yöntem olarak kullanılması, kazı esnasında şev geometrisinde değişiklikler yapabilmek için yararlı olacağı düşünülmektedir. Çalışmada, özellikle bazı parametrelerin seçiminde karar vermek için, stereografik projeksiyonun kullanımının yararlı olacağı görülmüştür. Genel olarak duraylılık durumu Q-Slope yöntemi ile temsil edilebilmiştir. Kaya şevine destek uygulandığı zaman ise, Q-Slope şev açısını ciddi şekilde arttırmamaktadır. Bu yöntemin desteksiz şevlerde kullanılmasının daha uygun olacağı düşünülmektedir.

A şevinde Q-Slope yöntemine göre 50° genel şev açısı önerilmişken, uygulama 63° olarak gözlemlenmiştir. Bu şevin bir kısmında düzlemsel kayma gözlemlenmiş ve şevde çeşitli destek elemanları kullanılarak duraylı hale getirilmiştir. B şevi sağlam bölgede Q-slope önerisi 80°, zayıf

bölge için ise 34-40° olarak hesaplanmıştır. Uygulamada ise her durumda 53° basamak açıları oluşturulmuştur. B şevlerinde lokal bazı sökümler hariç duraylı olarak görülmektedir. C şevleri için Q-Slope önerisi 48° olarak hesaplanmıştır. Uygulamada basamak açıları 63° olan bazı kısımlarda yenilmeler gözlemlenmiş olup şev açısı bazı bölgelerde 45° civarına düşürülmüş ve şevlerin bu halde duraylı oldukları görülmüştür. Genel şev açısı 18° olup, büyük bir duraylılık problemine rastlanmamıştır.

Q-Slope önerisi Duraysız olarak sahada gözlemlenmiş şevler, Q-Slope yöntemi ile de duraysız olarak görülmüştür. Bazı duraylı olarak gözlemlenmiş şevler, Q-Slope yöntemine göre duraysız olarak öngörülmüştür. Q-Slope yönteminin daha emniyetli şev açıları önerdiği için bu durum ciddi bir dezavantaj olarak görülmemiştir. Q-Slope yönteminin parametreleri seçilirken ciddi yorumlama gerektirdiği göz önüne alınarak kullanıcıların bu yöntemi önce farklı şevlerde tecrübe etmeleri ve daha sonra karar vermede yardımcı bir eleman olarak kullanmaları önerilir.

TEŞEKKÜR

Yazarlar bu çalışmanın yürütülmesi için gerekli olan bilgilere kullanım ve paylaşım izni veren Polyak Eynez Enerji Üretim A.Ş. yönetimine teşekkür ederler.

KAYNAKLAR

- Bar, N. and Barton, N., 2017. The Q-Slope Method for Rock Slope Engineering. Rock Mechanics and Rock Engineering, 50(12), pp.3307-3322.
- Barton, N.R., Lien, R. and Lunde, J., 1974. Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support. Rock Mech. 6(4), 189-239.
- Bar N., Barton N., Ryan C.A. 2016. Application of the Q-slope method to highly weathered and saprolitic rocks in Far North Queensland. In: Ulusay R et al (eds) Rock mechanics and rock engineering: from the past to the future; Proceedings of the ISRM international symposium, Eurock 2016, Cappadocia, 29–31 August 2016, pp 585–590
- Hoek, E., Carranza-Torres, C. And Corkum, B., 2002. Hoek-Brown failure criterion-2002 edition. Proceedings of NARMSTac,1, pp.267-273.
- Barton, N.R. and Bandis, S.C., 1982. Effects of block size on the the shear behaviour of jointed rock. 23rd U.S. symp. on rock mechanics, Berkeley, 739-760

Yeraltı Kömür Ocaklarında Kaya Saplamalarının Uygulanabilirliğinin Nümerik Olarak Modellenmesi

G.G. Uyar, Y. Özçelik, N. O. Güngör
Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü

S. Şenkal
Park Termik Çayırhan Yeraltı Kömür İşletmesi Genel Müdürü

ÖZET: Kaya saplama uygulamaları, kaya kazısı yapılan açıklıklarda ve tahkim edilmesi gereken tünellerde, ortamda oluşan duraysızlıkların kontrolünü ve ortamda stabilizasyonu sağlamak amacıyla 1890'lı yıllardan beri sıkça tercih edilen çağdaş tahkimat elemanlarıdır. Diğer tahkimat sistemlerine göre uygulamaları kolay, hızlı ve ucuzdur. Farklı tahkimat sistemleriyle uyum içerisinde kullanılabilmelerinin yanı sıra, kazı yapılan kesit alanlarında daralmaya sebep olmazlar. Özellikle geri dönümlü uzunayak yöntemi ile üretim yapılan yeraltı kömür madenlerinde, kaya saplamaları dünyada sıkça tercih edilen tahkimat elemanlarıdır. Böylece, uzun süre servis hizmeti verecek taban yollarında oluşan deformasyon miktarları azaltılarak, deformasyon süreçleri uzatılmaktadır. Yapılacak tarama operasyonlarına duyulan ihtiyaç azalmakta, bazı koşullarda ortadan kalkmakta, çalışma ortamları daha güvenli hale getirilerek ve işçilik maliyetleri azaltılarak daha ekonomik ve hızlı bir süreç gerçekleşmektedir. Son 20 yıl içerisinde, ABD, Avrupa, Güney Afrika ve Avustralya gibi ülkelerde yeraltı kömür madenlerinin bu yöntemle tahkim edilmesi oldukça yaygındır. Fakat Türkiye'de yeraltı kömür madenlerinde yapılan akademik ve küçük ölçekli yerel çalışmalar dışında, endüstriyel boyutta bir kaya saplama uygulaması bulunmamakta, genellikle çelik rijit bağlarla yapılan pasif tahkimat uygulamaları tercih edilmektedir. Pasif tahkimat uygulamasında, yükler tamamen çelik tahkimatın üzerine binmekte ve özellikle taban yollarında ciddi deformasyonlar meydana gelmektedir. Bu çalışmada Park Termik Çayırhan Yeraltı Kömür Ocağı'nda güncel olarak kullanılan çelik bağların yerine, kaya saplamalarının uygulanabilirliği test edilmiş ve sonlu elemanlar metodu (FEM) ile nümerik olarak modellenerek en olumlu sonucu verecek tahkimat sistemi belirlenmiştir.

1.GİRİŞ

Kaya saplama uygulamaları 1800'lü yıllardan beri kullanılmaktadır. Muhtelif kazı geometrilerinde kolaylıkla uygulanabilir olmaları, yöntemin dünyada sıkça tercih edilmesinin en önemli sebeplerindendir. Gerekli durumlarda diğer tahkimat sistemleriyle uyumlu olarak kullanılabilir, hem geçici hem kalıcı olarak uygulanabilir, kazı kesit alanını daraltmaz, terminleri ve naklieleri kolay olmasının yanında maliyetleri oldukça düşüktür (Kömürlü, 2016).

Dünya'da kömür madenlerinin de kaya saplamalarıyla tahkim edilmesi prensibi oldukça yaygındır. Özellikle ABD, Avrupa, Güney Afrika ve Avustralya gibi bölgelerde kömür madenlerinde kaya saplamaları yer yer tek tahkimat elemanları olarak kullanılmakla beraber, zorlu şartlarda çelik rijit bağlar gibi diğer sistemlerle kombineli olarak da uygulanmaktadır. Ne yazık ki ülkemizde kömür madenlerinde bazı akademik yerel ölçekli çalışmalar dışında, endüstriyel ölçekte bir kaya saplama uygulaması bulunmamaktadır.

1.1 Çalışmanın Amacı

Çalışma, Park Termik Enerji A.Ş. Çayırhan Kömür Ocağında gerçekleştirilmiştir ve amacı, hazırlıklar esnasında tahkimatı geliştirmek için kaya saplama olanaklarının incelenmesi ve bunun için yerinde deneylerin yapılması, elde edilen veriler sayesinde nümerik modelleme yöntemi ile kaya saplama performansının sorgulanmasıdır.

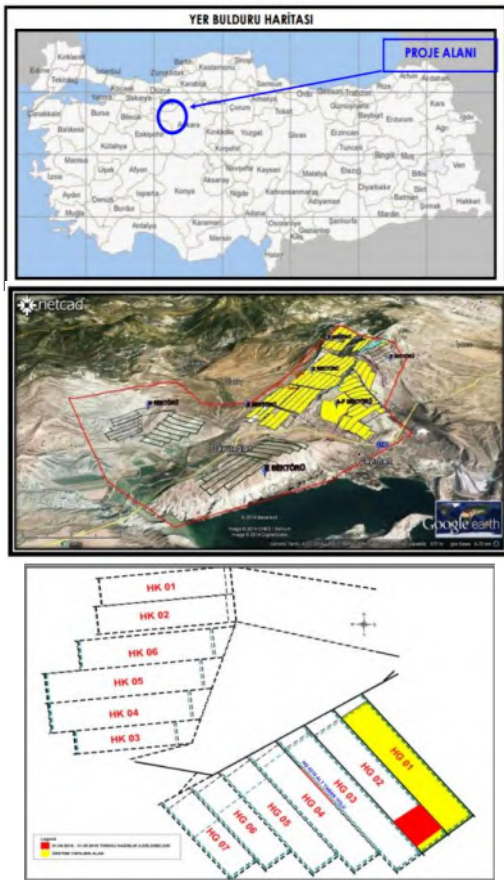
Park Termik Çayırhan Yeraltı Kömür Ocağında geri dönümlü, göçertmeli uzunayak üretim yöntemi uygulanmaktadır. Taban yolları uzun süre servis veren yapılardır. Bu nedenle, servis sürecince mümkün olduğu kadar deformasyona uğramaması istenir. Şu an ocağın genelinde çelik tahkimat uygulanmaktadır. Bu nedenle pasif tahkimat uygulaması söz konusudur. Pasif tahkimatla birlikte, yükler tamamen çelik tahkimatın üzerine binmektedir ve taban yollarında deformasyonlar oluşmaktadır. Bu deformasyonlar ise üretim

operasyonlarını olumsuz etkilemektedir. Taban yolları sıklıkla tarama yapılarak eski haline getirilmektedir. Bu durumda önemli bir zaman kaybı, işçilik maliyeti ve güvensiz bir ortam oluşmaktadır.

Kaya saplaması uygulamasıyla, oluşan ikincil gerilme bazlı yüklerin bir bölümünün kayanın kendisine taşıttırılması amaçlanmaktadır. Böylelikle, uzun süre servis hizmeti veren taban yollarındaki deformasyon miktarları azaltılacak, deformasyon süreçleri uzatılacaktır. Tarama işlemlerindeki sıklık miktarı azalacak (mümkünse tarama yapılmayacaktır), çalışma ortamı daha güvenli hale getirilecek ve işçilik maliyetleri azaltılarak daha ekonomik bir süreç gerçekleşecektir.

1.2 Çalışma Sahası

Çayırhan yerbulduru haritası, Park Termik'in işlettiği kömür sahaları ve çalışmanın yapıldığı HG 410 alt taban yolunun bulunduğu H sektörü haritası, kömür sahaları ve çalışmanın gerçekleştiği taban yolu Şekil 1.1'de verilmiştir.



Şekil 1.1 Çayırhan yerbulduru haritası, kömür sahaları ve H sektöründeki HG410 alt taban yolu

Çayırhan, Ankara ilinin Nallıhan ilçesine bağlı bir beldedir. Çayırhan İstanbul-Ankara arasındaki 1 numaralı devlet yolu üzerinde Sarıyar Baraj gölü

kıyısında kurulmuştur. Ankara'ya 126 Nallıhan'a ise 35 km uzaklıktadır. Beldede Çayırhan Linyit İşletmesi ve Çayırhan Termik Santrali bulunmaktadır.

1.3 Bölgenin Jeolojisi

Beypazarı'ndan Nallıhan'a dek uzanım gösteren Neojen havzası, kuzeyden batı Pontidleri oluşturan dağ kuşağı ile çevrilidir. Pontidlerin bu bölümü, yaşları Paleozoyik ile Tersiyer arasında değişen metamorfik, volkanik ve tortul kaya birimlerinden yapıldır. Başlıca metamorfik, asit-plutonik ve ultrabazik kayalardan oluşan ve Orta Sakarya Kıtası olarak adlandırılan masif kütle havzayı güneyden kuşatır. Havza kuzeydoğudan geniş yayımlı Tersiyer volkanik kayaları, batıdan ise Paleosen kırıntılı kayaları ile sınırlanır. Neojen öncesi, temel kayalarının en yaşlısı Paleozoyik metamorfikleri (mika şist, serisit şist, filial) ile bunları kesen granitlerdir. Bunlar Üst Jura-Alt Kretase yaşlı türbiditik Soğukçam kireçtaşı ile örtülür (Kurtuluş, Bozkurt, 2009). Soğukçam kireçtaşının üzerine uyumlu olarak, kumtaşı-şeyl litolojisindeki Nardin formasyonu gelir. Neojen birimleri alttaki Neojen öncesi birimler ile uyumsuz olarak ve/veya tektonik dokanaklı olup, yanal fasiyes değişimi gösterir. Bu nedenle bölgesel stratigrafide farklılıklar vardır (Yağmurlu ve diğ., 1987). Yağmurlu ve diğ. (1987) birbiriyle uyumlu 8 litostratigrafik birim ayırmıştır. İlk litostratigrafi birimi olan Çoraklar formasyonu çapraz tabakalı konglomera, kumtaşı, silttaşı ve çamurtaşı ile yer yer şeyl, dolomitik kireçtaşı, tuf, trona ve yersel intraformasyonel breş içerir. Akpınar formasyonu kireçtaşı ardalanmasından oluşur. Hırka formasyonu ince-düzenli laminalı çamurtaşı, kiltası, bitümlü şeyl, karbonatlı açık gri, silisli gölsel kireçtaşı, kiltası, marn ve tabakalı çörtlerden oluşmuştur. Marn içerisinde Causcasotache-a pypromysica bulunmuş olup, bu formasyon yaşının Tortoniyen olduğunu belirtmektedir (Kavuşan, 1991). Teke volkanikleri Beypazarı'nın kuzeydoğusunda ve Kızılcahamam civarındaki geniş yayılım gösterir. Çayırhan formasyonu jipsli kiltası, çamurtaşı, marn, ince taneli kumtaşı ve konglomeradan oluşmaktadır. Bozbelen formasyonu kırmızı renkli konglomera, kumtaşı ve çamurtaşından oluşmuştur. Sarıyar kireçtaşı beyazımsı, kalın tabakalı ve mikritik olup, önceki ile hem yanal geçişli, hem de üzerler durumundadır. Bölgedeki Miyosen tortulları yansıttıkları egemen litoloji özelliklerine dayanılarak formasyon aşamasında 8 ayrı kaya birimine bölünmüştür. Bunlar alttan üste doğru Çoraklar, Hırka, Akpınar, Çayırhan, Bozbelen ve Kirmir formasyonları ile

Sarıyar Kireçtaşı ile Teke volkanitlerinden oluşur. Belirtilen bu kaya birimleri alüvyonal ve gölsel ortamlarda depolanmış olup, yersel olarak volkanoklastik arakatıklar içerir.

2. ÇALIŞMADA YAPILAN DENEYLER

Kaya saplaması uygulaması için H sektöründe, H 410 alt taban yolu seçilmiştir. Çalışmanın ilk aşamasında, sahada yapılan yerinde deneylerle plastik zon kalınlığı belirlenmesi amaçlandığı için, araştırmacılar tarafından H 410 alt taban yolunda 3 adet ölçüm istasyonu kurdurulmuştur. Bu ölçüm istasyonlarında zamana bağlı yapılan ölçümlerle plastik zon çapı belirlenmeye çalışılmıştır.

Diğer bir bölüm ise jeoteknik değerlendirmedir. Proje kapsamında, H410 alt taban yolunda, yaklaşık 30 metre aralıklarla ve uzunlukları sırasıyla 12,80 m, 10,70 m, 10,25 m olan 3 adet karotlu sondaj tavan yukarı (dikey) yapılmış olup, bir sondaj ise yatay yönde 9,5 m. olarak yapılmıştır. Bu bölümde H 410 alt taban yolunda yapılan 4 adet jeoteknik sondajın değerlendirmesi ve kaya kütlesi parametreleri belirlenmiştir.

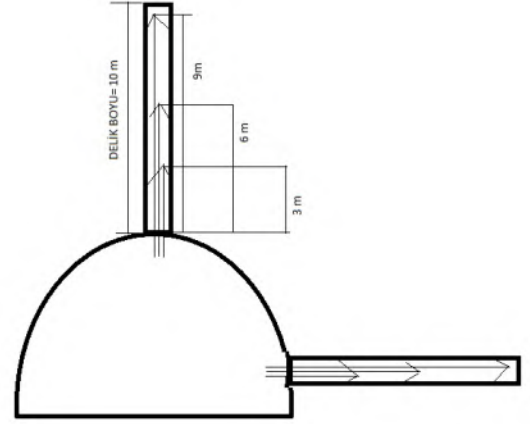
Çalışmanın son bölümünde ise gerek zamana bağlı yerinde deneylerden gerekse jeoteknik çalışmalardan elde edilen veriler ve işletmede yerinde uygulaması yapılan kaya saplaması uygulamalarından elde edilen bilgiler ve tecrübeler ışığında kaya saplamalarının performansı sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak nümerik modelleme analizleri gerçekleştirilmiştir. Elde edilen nümerik modelleme sonuçlarına göre kaya saplama tip ve ebatları önerilmiştir.

2.1 Rod Ekstansometre Deneyleri

Yeraltı yapılarında kullanılan tahkimatın ekonomikliğini ve güvenilirliğini arttırmak için bazı ön çalışmaların yapılması gerekir. Bunlardan en önemlisi yeraltı açıklığı kazısından hemen sonra oluşan ve zaman içerisinde büyüyen plastik zon çapıdır. Plastik zon çapının küçültülmesi, dolayısıyla tahkimatla tahkim edilecek kaya kütlesinin miktarının azaltılması etkin ve zamanında yapılan destekleme ile mümkündür. Etkin ve zamanında yapılan destekleme aynı zamanda açıklık etrafındaki zaman içinde gelişen sökümleri ve dolayısıyla dökümleri azaltacağı gibi açıklığın zaman içinde maruz kalacağı gerilmelere karşı daha aktif davranmasının da önünü açar. Bu nedenle, aktif tahkimat unsurlarını belirleyebilmek, dolayısıyla

plastik zon çapını küçültmek, tahkimat uygulamalarının birinci görevidir.

Bu amaçla, H 410 alt taban yolunda 3 adet istasyon kurulmuştur. Her üç istasyona da işletme koşullarında hazırlanan rod ekstansometre görevi görececek elemanlar yerleştirilmiştir. Şekil 2.1, tavan ve tabana uygulanan rod ekstansometre görevi görececek elemanların yerleştirilmesi planını göstermektedir.

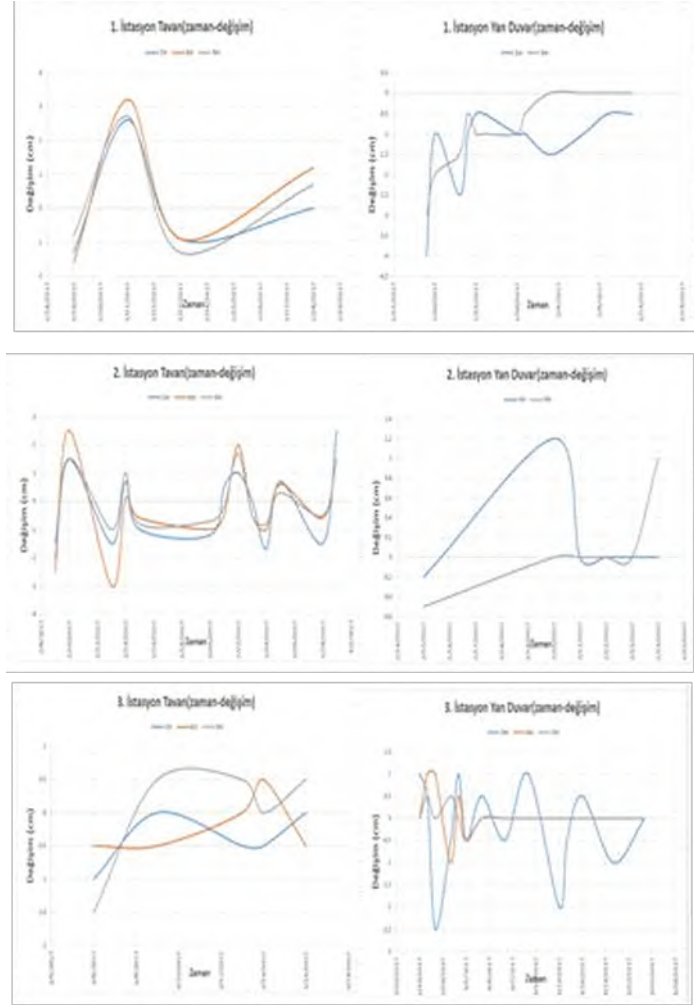


Şekil 2.1. İşletmedeki rod ekstansometre uygulaması

- Şekil 2.1'de basit çizimi ile gösterilen şekli ile galerinin tavanına ve yan tarafına 10 m'lik delikler delinmiştir.
- Bu deliklere yine Şekil 2.1'de basit çizimde verilen rod denilen ekipmanlar (3m, 6m ve 9m) yerleştirilmiştir.
- Rod'ları yerleştirip, geri gelmesini önleyici şekilde sabitledikten sonra, kazı ile birlikte hangi rod'un ne kadar hareket ettiği, teknik bir personel tarafından günlük ölçülmüştür.
- Beklenti; plastik bölge içinde sabitlenmiş rod'ların kaya ile birlikte hareket etmesidir. Bu durumda alttan ölçüm alındığında bir ya da iki rod'da çok az kısalma görülecektir. Elastik bölgede asılı kalan rod ise kaya deformasyonu ile hareket etmeyeceğinden, bundaki alt bölümdeki ölçümlerde daha fazla kısalma görülecektir.
- Bu rod'lar, kazı aynasına en yakın noktaya yerleştirilmiştir.
- Ölçüm işi galeri çapının üç katı kadar ilerleme yapılmasını takiben rod'larda bir önceki ölçümden farklı bir değer okunmadığı süreye kadar devam ettirilmiştir.
- Deneylerin yapıldığı yerlerde 15 m jeoteknik sondaj yapılmıştır.

H 410 alt taban yolunda, galeri tavanına ve yan tarafına kurulan üç istasyonda uzun dönem ölçümler

yapılmıştır. Bu ölçümler için rod ekstansometreler 3 m, 6 m ve 9 m'ye sabitlenmiştir. Zaman içerisinde bu elemanlardan hangisinin göreceli olarak daha fazla yer değiştirdiğini ölçmek amacıyla yapılan ölçümlere ait veriler aşağıda Şekil 2.2'deki grafiklerde verilmiştir. 1. ve 2. istasyonlarda tavan ölçümü yapılabilmiş ancak yan duvarda sadece 3 ve 9m'lik çubuklarla ölçüm alınmıştır; 3. İstasyonda tavan ve yan duvarda 3, 6 ve 9m'lik çubuklardaki değişim izlenmiştir.



Şekil 2.2 3 istasyon için tavan ve yan duvar ölçümlerindeki değişimin grafiksel gösterimleri

Grafiklerden görüldüğü üzere birinci istasyon tavan ölçümleri 18.01.2017-29.01.2017 tarihleri arasında; yan duvar ölçümleri 15.01.2017-19.02.2017 tarihleri arasında yapılmıştır. Bu tarihten sonra yer değiştirmelerde bir hareket olmadığı düşünülerek ölçümler sonuçlandırılmıştır.

İkinci istasyon tavan ölçümleri 08.02.2017-02.03.2017 tarihleri arasında; yan duvar ölçümleri 14.02.2017-25.02.2017 tarihleri arasında yapılmıştır. Bu tarihten sonra yer değiştirmelerde bir hareket olmadığı düşünülerek ölçümler sonuçlandırılmıştır.

Üçüncü istasyon tavan ölçümleri 08.03.2017-18.03.2017 tarihleri arasında; yan duvar ölçümleri 20.02.2017-28.02.2017 tarihleri arasında yapılmıştır. Bu tarihten sonra yer değiştirmelerde bir hareket olmadığı düşünülerek ölçümler sonuçlandırılmıştır.

Veriler grafiklere işlenerek analiz edildiğinde, uzun dönem içerisinde gerçekleştirilen ölçüm sonuçlarının anlamlı bir durum ifade etmediği düşünülmektedir. Bu ölçümlerde, ölçüm hatası yapıldığı kanaatine varılmıştır. Burada önemli olan, ölçüm aletini her seferinde aynı noktaya koymak ve aynı düzenleme ve sıfırlama işlemini yapmaktır. Ölçümleri yapan kişilerin de farklı olduğu durumlarda maalesef bu gibi hatalarla karşılaşabilmektedir.

Yerinde yapılan ve plastik zon çapını belirlemeyi amaçlayan ölçümlerden net bir bilgi çıkarmak mümkün olamamıştır. Bu nedenle, çalışmanın ilerletilebilmesi için jeolojik-jeoteknik çalışmalar, yerinde yapılan kaya saplaması uygulamaları ve mesleki tecrübelerden faydalanılması gerektiği kanaati oluşmuştur.

2.2 Kaya Kütlelerinin Özelliklerinin Belirlenmesi

Çalışmanın gerçekleştirildiği sektörde, bölge jeolojisini tanımlamak ve nümerik modellemeye girdi verisi olarak jeolojinin özelliklerini besleyebilmek amacıyla 4 adet sondaj (Tablo 1) gerçekleştirilmiştir. Alınan karotların kaya mekaniği deneyleri gerçekleştirilerek Tablo 2 hazırlanmıştır. (Bieniawski, 1989) (Dinc, Sonmez, 2011) (Hoek and Brown 1988, 1997) (Didari vd. 2012) (Hoek et al. 2002)

Tablo 1. H410 Taban Yolu Sondajları

H410/1 Sondajı	H410 bacada 229.m 'de baca ortasından +90° ile tavana yapılmıştır.
H410/2 Sondajı	H410 bacada 229.m 'de sol duvardan 1.20m yükseklikte 0° ile sol duvardan yapılmıştır.
H410/3 Sondajı	H410 bacada 265.m 'de baca ortasından +90° ile tavana yapılmıştır.
H410/4 Sondajı	H410 bacada 293.m 'de baca ortasından +90° ile tavana yapılmıştır.

Tablo 2 Çalışmada oluşturulan jeolojik kesit ve kesitte yer alan birimlere ait ortalama malzeme ve kaya kütlesi jeoteknik parametre değerleri

metre	H 410-1	H 410-3	H 410-4
0	Kiltaş	Kiltaş	Kiltaş
1			
2	İnce lamine kiltaş	İnce lamine kiltaş	İnce lamine kiltaş
3			
4	Sinsedimanter yapı kiltaş-marn	Sinsedimanter yapı kiltaş-marn	Sinsedimanter yapı kiltaş-marn
5			
6	Organik malzemeli kiltaş	Organik malzemeli kiltaş	Organik malzemeli kiltaş
7			
8	Karbonat ara katkılı kiltaş	Karbonat ara katkılı kiltaş	Karbonat ara katkılı kiltaş
9			
10	Sinsedimanter yapı kiltaş	Sinsedimanter yapı kiltaş	Sinsedimanter yapı kiltaş
11		10.70 m	10.25 m
12	Kiltaş		

d (gr/cm ³)	Ortalama c _u (MPa)	RQD	GSI	RMR*	D=0		D=0.25		D=0.5	
					Kütle deformasyon modülü (MPa)	c (MPa)	Kütle deformasyon modülü (MPa)	c (MPa)	Kütle deformasyon modülü (MPa)	c (MPa)
1.78	17.37	0.20	25.33	28.63	978.20	0.17	25.07	855.93	0.14	22.17
2.19	15.20	0.46	27.00	30.30	964.43	0.17	24.88	843.85	0.15	22.15
1.80	5.70	0.70	28.67	31.97	680.78	0.12	19.97	595.68	0.11	17.60
1.69	11.60	0.26	25.50	28.80	754.97	0.13	21.17	660.57	0.11	18.50
1.78	11.69	0.56	28.00	31.30	964.25	0.16	24.17	843.73	0.14	21.43
1.48	4.70	0.41	25.67	28.97	527.83	0.11	17.97	461.87	0.09	15.63
1.77	9.56	0.39	26.83	30.13	768.27	0.16	24.60	672.27	0.14	21.80

*RMR değeri bu çalışmada elde edilen GSI=RMR_g-3.3 formülünden elde edilmiştir.

3. NÜMERİK MODELLEME

Bir yeraltı açıklığının stabilitesi, onu çevreleyen kayanın/zeminin davranışına bağlıdır. Çeşitli tipte davranışlar, güncel konuyu kapsamaya dayandırılabilir iyi bir tasarım için farklı değerlendirmelere ya da hesaplama yöntemlerine ihtiyaç duyar. Bu nedenle, esas davranış tipinin anlaşılması, kaya tahkimatı ve diğer değerlendirmeler için ön koşul olarak önemlidir. Yeraltı işlerinin jeomekanik planlaması aşağıdaki şekilde özetlenebilir:

Kaya kütlelerini karakterize etmenin ilk adımı, litoloji, laboratuvar deneyleri ve saha gözlem verileriyle tanımlanan kaya kütlelerinin tipini tanımlamaktır. İkinci adım, açıklığı çevreleyen zemin için beklenen davranış tipini belirlemektir. Bu çalışma, hem gerilme koşulları, açıklık eksenine ilişkili süreksizliklerin oryantasyonu ve yer-altı suyunun etkisi, hem de planlanan açıklığın şekli ve ölçüsü gibi projeye ilgili faktörler ile önceden tanımlanan kaya kütle tipinin kombinasyonu ile yapılır. Sonra,

yerçekimi kontrollü kayma (sliding) blokları veya kaya kütlesi içindeki kesme yenilmeleri gibi potansiyel yenilme durumları tanımlanır ve buradan meydana gelen deformasyon büyüklüğü tahmin edilir. Bu aşamada, tahkimat değerlendirmeleri için etkin yöntemlere ulaşmak için muhtemel davranış tiplerinin dikkatli bir araştırması olmazsa olmazdır (Palmström, 2005).

İnşa esnasında yapılan denetleme ve gözlemler, karşılaşılan zemin koşulları üzerinde daha fazla bilgi toplamada ve planlama boyunca yapılan varsayımları doğrulamada kullanılır. Bu aşamada, kaya kütlesi/kaya tahkimatı etkileşiminin analizine dayanan sistem davranışı belirlenir. Belirlenen sistem davranışı gerekli proje hedefleriyle karşılaştırılır.

İnşa boyunca tasarımın tetkikine ihtiyaç duyan son adım farklı yollarla yapılabilir. Klasik yaklaşım;

1. Mühendislik yargılaması denen kişisel tecrübeye
2. Bazı ampirik tasarım kurallarına (sınıflama sistemleri),
3. Bazı hesaplamalara,
4. İlk üç maddenin her üçüne de dayanabilir.

Birçok kaya mekaniği uygulaması için gözlemsel yaklaşım tercih edilir. Yeni tasarım kodları içinde de buna yer verilir. Gerçek davranışın gözlemlenebilmesinden önce ön hesaplamalardaki şüpheler çok büyüktür. Tasarım süreciyle ilgili farklı konuların karmaşıklığı, tasarım kodları içinde genişçe tanınmış ve gözlemsel yaklaşımın tercih edilir olması konusunda fikir birliği oluşmuştur.

Kaya mühendisliği tasarımı içindeki bu temel yöntemler Şekil 3.1’de gösterilmiştir. Dayanıklılık ve işe yararlık gibi konuların çoğunun üstesinden hesaplamalarla gelinemediği açıktır. Bunun yerine, tasarım tecrübeye, kaya kütlelerinin gözlemlerine ve onun yeraltı açıklığı içindeki davranışına dayanmalıdır.



Şekil 3.1. Kaya tasarımındaki ana araçlar (Stille and Palmström, 2003)

3.1 Nümerik Modelleme Metodları

“Nümerik modelleme” terimi, kaya mekaniğinde karşılaşılan karmaşık diferansiyel eşitliklerin sayısal çözümüne dayanan her tip hesaplama için kullanılmaktadır. Çoğu, kaya kütlelerini çok sayıda özgün elemana ayırmakta ve bir bilgisayarda tekrarlayan hesaplamayla yinelemeli bir çözüme ulaştırmaktadır. Bu teknik temel olarak kaya gerilmelerinin ve deformasyonlarının analizi için kullanılmaktadır.

Nümerik analiz için temel ön koşullar, kaya kütlesi içerisindeki aktüel kazının idealleştirilmesi ve jeolojik araştırmaların sonuçlarına dayanarak kaya kütlelerinin farklı bölümlere bölünmesidir. Her bir bölüm için ve ayrıca öngörülen kaya tahkimatı için malzeme özelliği modelleri tespit edilir. Böyle modellerin doğasındaki belirsizliklerin ve sınırlamaların farkında olmak önemlidir. Özellikle güvenilir girdi parametrelerinin elde edilmesinden kaynaklanmaktadır. Özellikle aşağıdakiler çok önemlidir:

- Yerinde gerilmelerin büyüklüğü ve yönleri
- Yerinde kaya kütlelerinin özellikleri ve malzeme modeli
- Kaya kütlesi içerisindeki çeşitli jeolojik bölgelerin lokasyonu ve kapsadığı alanı

Kaya mekaniği problemleri için genellikle başvuru nümerik metodlar;

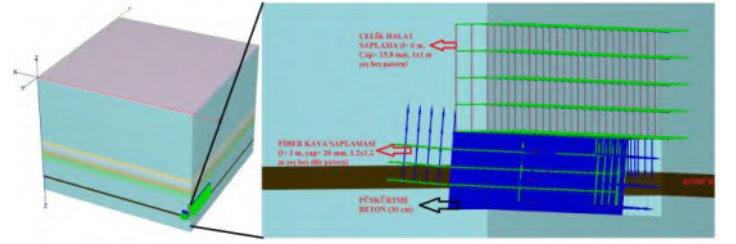
- Sürekli metodlar – sonlu farklar metodu (FDM), sonlu eleman metodu (FEM) ve sınırlı eleman metodu (BEM)
- Ayırık metodlar – farklı eleman metodu (DEM), farklı kırılma ağı (DFN) metodları
- Hibrit sürekli / ayırık metodlar

3.2 H-410 Alt Taban Yolu için Sonlu Elemanlar Yöntemi ile 3 Boyutlu Nümerik Modelleme Analizleri

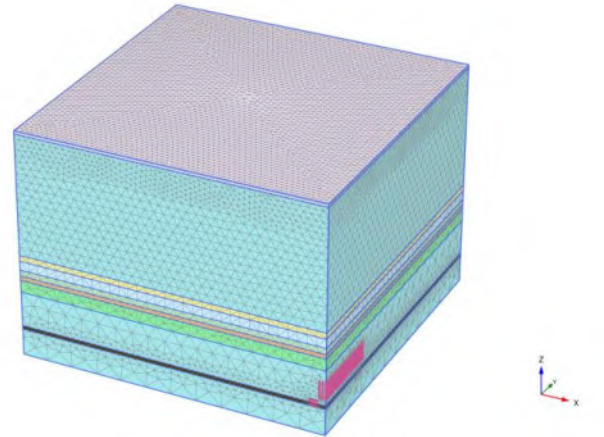
H 410 alt taban yolu için gerçekleştirilen nümerik modelleme analizlerinde, Plaxis 3D Dinamik Modül kullanılmıştır. Analizlerde, kaya kütlelerini modele yerleştirmek için bir önceki bölümde bahsedilen jeoteknik sondajlar sonucu ortaya konan jeolojik model temel alınmıştır.

Kaya kütlesi parametreleri olarak da “örselenmemiş kaya kütlesi parametreleri” kullanılmıştır (Hoek, 2007). Bu parametrelerin kullanılmasındaki ana amaç, kazının mekanize olarak gerçekleştirilmesi ve kazı sonrasında en kısa sürede tahkimat uygulamalarının gerçekleştirildiği düşüncesidir.

Oluşturulan modelin görünümü Şekil 3.2’de, modele ait ağ yapısı ise Şekil 3.3’te verilmektedir.

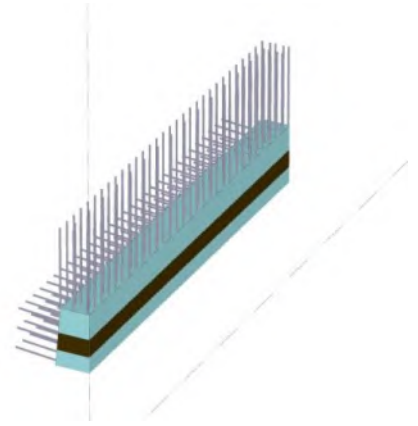


Şekil 3.2. Oluşturulan nümerik modelin görünümü



Şekil 3.3 Modelin Ağ yapısı

Modelde görüleceği üzere H 410 alt taban yolu için tahkimat ekonomisi ve güvenliğinin artırılmasına yönelik olarak, galerinin tavanında 1x1 m şaş beş paterne sahip, 6 m uzunluğunda, 15.8 mm çapında çelik halat saplama, galerinin yan cidarlarına 1.2x1.2 m düz paterne sahip, 3 m uzunluğunda 20 mm çapında fiber saplama uygulaması düşünülmüştür. Bu uygulamalar proje kapsamında yerinde de aynı şekli ile uygulanmış ve önemli sonuçlar elde edilmiştir. Tarafımızca geliştirilen tahkimat sisteminde ise TH çelik tahkimat kullanımını azaltmak amacıyla 30 cm püskürtme beton ve tek kat Q257/257 tipi çelik hasır uygulaması öngörülmüştür.

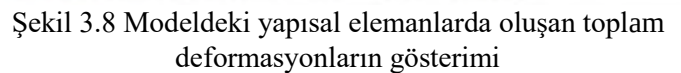


Şekil 3.4 Modelin genel görünümü

[illegible]

Kazı tahkimat aşamaları yukarıda şekillerle ifade edilmeye çalışılmıştır. Modelleme çalışmalarında 12 aşama kullanılmıştır. Bu aşamalar maddeler halinde aşağıda verilmektedir.

10. Aşama: Dördüncü 1 m'lik bölümün tahkimatının yapılması
11. Aşama: Beşinci 1 m kazı yapılması
12. Aşama: Beşinci 1 m'lik bölümün tahkimatının yapılması
- Maddeler halinde açıklanan kazı ve tahkimat aşamalarının analizi neticesinde elde edilen sonuçlar aşağıda verilmektedir. Şekil 3.8, modelin deforme olmuş halini gösterir



Output Version 2016.1.0.0

3D visualization of total displacements u_x for the Çayırhan-H410 Model. The color bar indicates the scale from 0.00 to 35.00.

Total displacements u_x

Maximum value = 0.02629 m (Element 356690 at Node 567822)

Minimum value = -0.03722 $\cdot 10^{-3}$ m (Element 274548 at Node 342562)

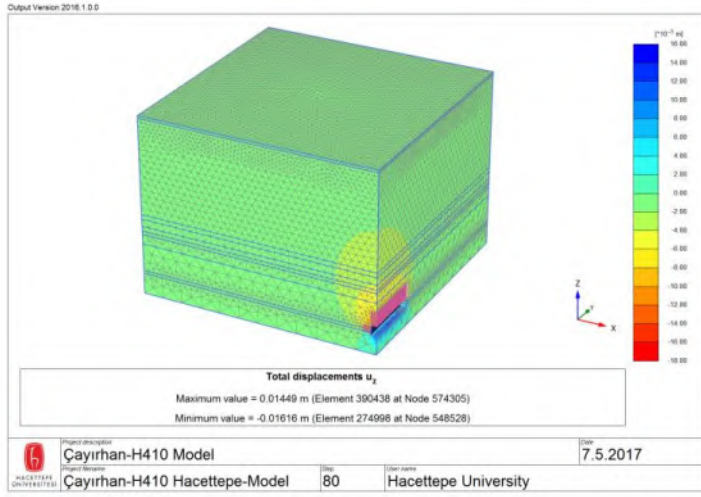
Project description: Çayırhan-H410 Model

Page: 80

Date: 7.5.2017

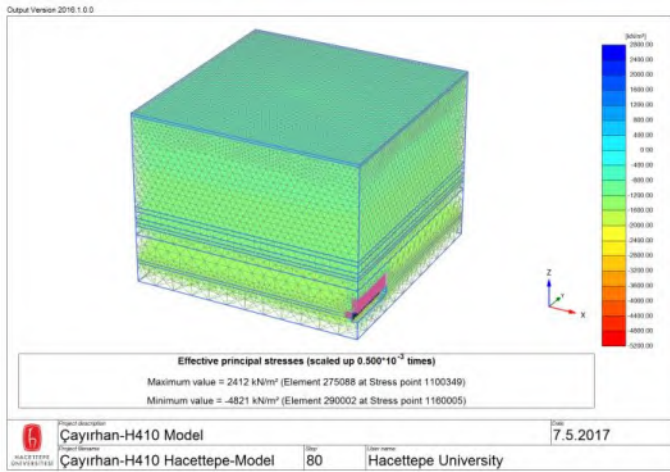
Page number: Haceteppe University

Modelde oluşan yatay deformasyonlar 3.72 cm olarak gerçekleşmiştir.



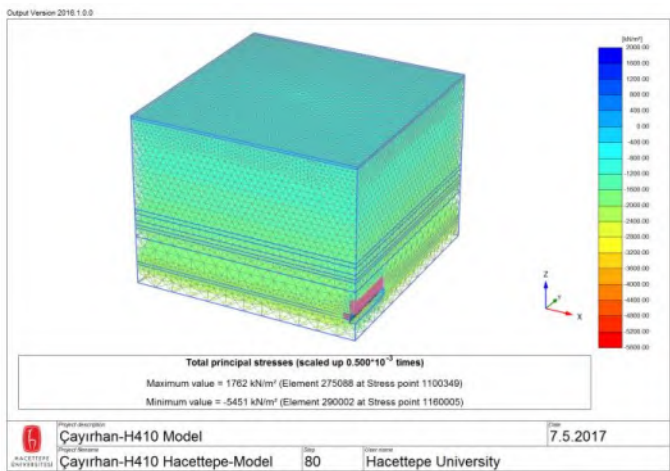
Şekil 3.10 Modelde yapısal elemanlarda oluşan düşey yöndeki deformasyonların gösterimi

Modeldeki yapısal elemanlardaki düşey yöndeki deformasyon 1.61 cm olarak gerçekleşmiştir.



Şekil 3.11 Modelde oluşan efektif gerilmeler

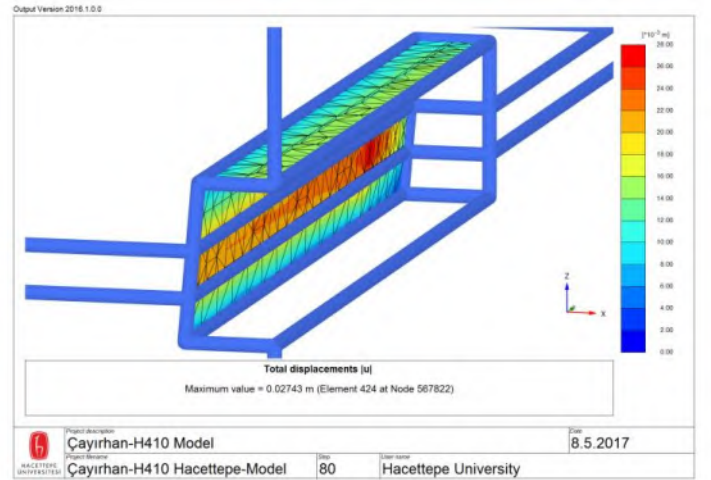
Modelde oluşan efektif gerilmeler 4821 K_N/m² olarak gerçekleşmiştir.



Şekil 3.12 Modelde oluşan toplam gerilmeler

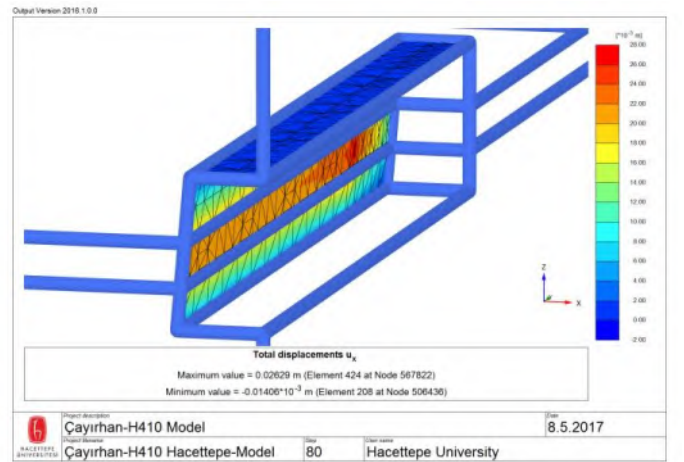
Modelde oluşan toplam gerilmeler 5451 k_N/m² olarak gerçekleşmiştir. Burada şunu belirtmek

gerekmektedir. Modelleme çalışmalarında galeriden 50 m yukarıda yeraltı suyu tablası tanımlanmıştır. Bu nedenle, toplam gerilmeler, efektif gerilmelerden daha yüksektir. Yaklaşık 600 k_N/m² büyüklüğünde bir yeraltı suyu kaynaklı gerilme mevcuttur.



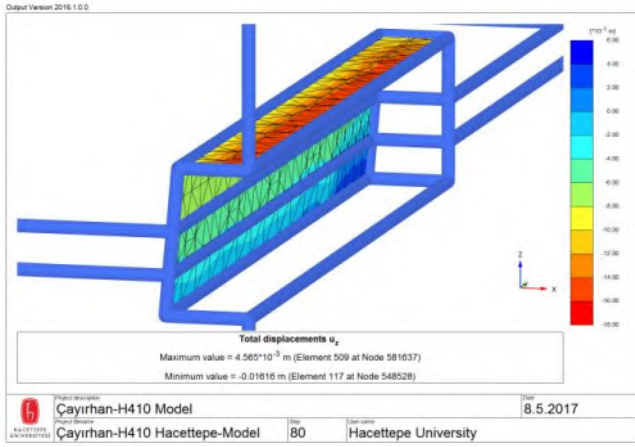
Şekil 3.13 Püskürtme Beton+Çelik Hasır'da oluşan toplam deformasyonların görünümü

Gerçekleştirilen nümerik modelleme sonucunda Püskürtme beton+Çelik Hasır'da oluşan toplam deformasyon miktarı 2.74 cm olarak gerçekleşmiştir.



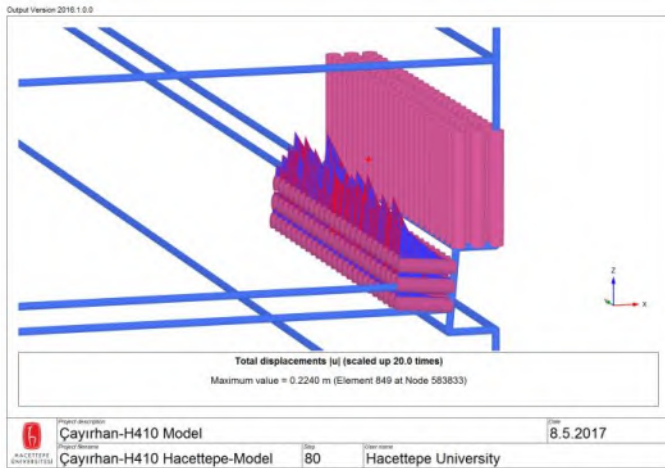
Şekil 3.14 Püskürtme Beton+Çelik Hasır'da oluşan yatay deformasyonların görünümü

Gerçekleştirilen nümerik modelleme sonucunda Püskürtme Beton+Çelik Hasır'da oluşan yatay deformasyon miktarı 2.62 cm olarak galerinin yan tarafında gerçekleşmiştir.



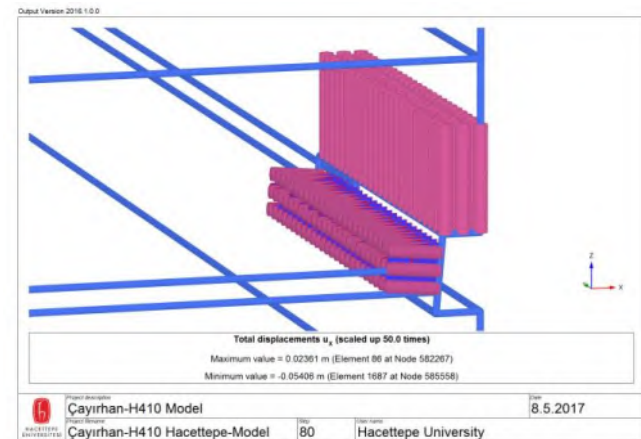
Şekil 3.15 Püskürtme Beton+Çelik Hasır'da oluşan düşey deformasyonların görünümü

Gerçekleştirilen nümerik modelleme sonucunda Püskürtme Beton+Çelik Hasır'da oluşan düşey deformasyon miktarı 1.61 cm olarak galerinin tavanında gerçekleşmiştir.



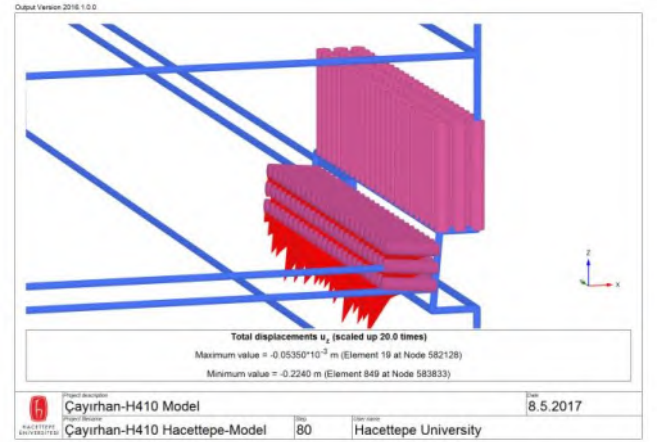
Şekil 3.16 Kaya saplamalarında oluşan toplam deformasyonun görünümü

Kaya saplamalarındaki toplam deformasyon miktarı 2.24 cm olarak gerçekleşmiştir.



Şekil 3.17 Kaya saplamalarında oluşan yatay deformasyonun görünümü

Kaya saplamalarındaki maksimum yatay deformasyon miktarı 2.23 cm olarak galeri yanlarındaki fiber saplamalarda gerçekleşmiştir.



Şekil 3.18 Kaya saplamalarında oluşan düşey deformasyonun görünümü

Kaya saplamalarındaki maksimum düşey deformasyon miktarı 2.24 cm olarak galeri yanlarındaki fiber saplamalarda gerçekleşmiştir. Buradan şu sonucu çıkarmak mümkündür: Çelik halat saplamalar yeterince işlev görmektedir. Fiber saplamalar ise tam da yapmasını istediğimiz görevi görmekte ve biraz esnek davranarak, fazla tahkimat basıncı oluşmasını önlemekte, aynı zamanda rijitliği düşük olması nedeniyle kaya kütlesi içinde enerji birikmesini önlemektedir.

Nümerik modelleme analizleri sonucunda elde edilen bilgiler, tarafımızca seçilen kazı ve tahkimat sistemi elemanlarının yeterli olduğunu göstermektedir. Performans sorgulaması yapılan tahkimat elemanları, nümerik modelleme analizi sonuçlarına göre yeterli görülmektedir.

4. SONUÇLAR

1. Sahada plastik zon çapını belirlemek üzere rod ekstansometre deneyleri gerçekleştirilmiştir. Tabaka kontrolü ve tahkimata yönelik olarak yapılacak ön çalışmaların başında, tabaka hareketi mekanizmasının çözülmesi gelmektedir. Rod ekstansometre deneylerinde kullanılan aparatlar işletme imkanlarıyla hazırlanmıştır. Galerinin tavan ve yan duvarına yerleştirilmek üzere 3, 6, 9 m uzunluklarında çubuklar, tavana ve galeri yan duvarına monte edilmiştir. Bu çubukların hareketi ile uzun dönemde tabaka hareket mekanizması çözülmesi hedeflenmiştir. Ancak, metin içinde de açıkça belirtildiği üzere Ocak-Mart ayları boyunca yapılan gözlemler sonucunda anlamlı bir veri elde edilememiştir. Bunun ana nedeni olarak uygun

okuma yönteminin uygulanmaması olarak görülmektedir. Yeraltı şartlarında otomatik okuma haricinde bu tip çalışmaların çok başarılı olma şansı bulunmamaktadır. İşletme koşullarında gerçekleştirilen optik okumalarda ise alet yeri seçimi, farklı kişilerin farklı noktaları okuması vb. unsurların sonucu etkilediği düşünülmektedir.

2. Sahanın kaya mekaniği açısından yapısını ortaya koyabilmek ve kaya kütlesi parametreleri ile kayanın davranış karakterizasyonunu belirlemek üzere bazı çalışmalar gerçekleştirilmiştir. H sektöründe 4 adet jeoteknik sondaj yapılmıştır. Bu sondajlardan alınan karot numuneleri üzerinde Hacettepe Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümünde kaya mekaniği testleri gerçekleştirilmiş, jeoteknik sondaj logları oluşturulmuştur. Bu logların fotoğrafları incelendiğinde, kömürün üzerindeki ilk 3-4 m'lik bölümün kırıklı olduğu görülmektedir. Bu açıdan bakıldığında, tavana yapılacak saplamaların boylarının 4 m'den daha uzun olması gerektiği sonucu ortaya çıkmaktadır. İşletme tarafından yerinde yapılan uygulamada da, kablo tipi saplama boylarının 6 m dolayında olduğu görülmüştür.

Ancak, işletmenin reçine ile bu uygulamayı yaptığı bilinmektedir. Reçineli uygulamalarda mutlak suretle loglarda görülen kırıklı zonun üzerine kaya saplamasının ucunun bağlanması uygundur. Ancak, saplamaları çimento dolgulu uyguladığınızda daha iyi sonuçlar elde edileceği ve saplama boyunun bir miktar kısalmaya da açıktır.

3. Gerçekleştirilen yerindeki çalışmalar ve işletmenin kendi uygulamaları incelenmiş ve saplamaların performansının sorgulaması yapılmıştır. Bu sorgulama sonlu elemanlar yöntemi ile gerçekleştirilen nümerik modelleme analizleri ile yapılmıştır. PLAXIS 3D ile yapılan analizlerde kullanılan kazı ve tahkimat aşamaları ile tahkimat elemanları metin içinde detaylı şekilde verilmiştir.

Modelde uygulanan tahkimat elemanları şöyledir:

Püskürtme Beton: 30 cm kalınlığında C25 kalitesinde

Kablo Kaya Saplaması: Tavanda, 1x1 m ara ile 15.8 mm çapında, 6 m uzunluğunda (şış beş düzende)

Fiber Kaya Saplaması: Yanlarda, 1x1 m ara ile 20.0 mm çapında, 3 m uzunluğunda

Çelik Hasır: Q257/257 tipinde

Uygulama esnasında yapılan değerlendirmelerde TH çelik tahkimatın birden kaldırılmasının uygun olmayacağı, işletme yetkililerince H sektöründe yapılacak gözlem ve çalışmalar neticesinde önce 1.5

m ara, daha sonra ise 2 m ara ile yerleştirilmeye devam etmesi önerilmektedir. Bu uygulamalar esnasında TH çelik bağları boşta bırakarak yüklenmeyecek şekilde aplikasyonunda fayda vardır. Bu esnada, ilerleyen süreçte TH çelik bağların zaman içerisinde kaya ile örtüşüp, yük alıp almayacağının da gözlenmesi iyi bir referans olacaktır.

Yapılan çalışmalar sonucunda H sektörü için önerilen tahkimat sistemi ve uygulaması aşağıdaki şekildedir;

1 m kazı yapıldıktan hemen sonra (en kısa sürede) 5 cm püskürtme beton uygulaması yapılmalıdır. Sonrasında Q257/257 tipi çelik hasır bağlama işi yapılmalıdır. Çelik hasırların en az 50 mm bindirmesi olmasına ve tabakalar arasında bindirme işleminin çelik tel ile yapılmasına özen gösterilmelidir. İlk aşamada TH çelik bağlar kalkmayacağı için çelik hasır bağlama işi sonrasında TH çelik bağ kurulumu gerçekleştirilmelidir. Çelik bağ kurulduktan hemen sonra 25 cm kalınlığında C25 kalitesinde Püskürtme beton uygulaması yapılmalıdır. Bu işlem bittikten sonra kazı durumuna ve iş organizasyonuna bağlı olarak saplama uygulamasına geçilmelidir. Tecrübeler doğrultusunda saplama işinin 5-10 m geriden kazıyı takip etmesinde bir sakınca olmayacağı görülmüştür. Ancak, son kat püskürtme beton uygulamasının hemen sonrasında saplama uygulamasının yapılıp, bitirilmesi daha sağlıklı ve güvenli sonuçlar verecektir. Bu işlem bittikten sonra bir sonraki kazı işlemine geçmek daha uygun olacaktır.

Araştırma kapsamında uygulanacak saplamalar ikiye ayrılmıştır. Kablo saplamalar ve Fiber saplamalar. Hali hazırda yerindeki uygulama da bu şekildedir. 6 m uzunluğundaki kablo saplamalar reçine dolgulu veya çimento dolgulu yapılabilir. Reçine dolgulu saplamalar kürlenme süresinin kısa olmasından dolayı hemen çalışmaya başlarlar. Ancak, kaya ile adhezyonları düşüktür. 6-7 ton yükte boşa çıkarlar. Bu nedenle, uygulamada reçine kullanılacaksa, saplama yapıldıktan sonra 3-4 ton ile ön germeye tabii tutulmalı ve ön germe verilmelidir. Bu durum, aynı üç eksenli basınç deneyinde artan yanal yüklerle kayacın kırılma yükünün artması gibi kaya kütlesinde kilitlenme mekanizmasının daha sağlam bir yapıya sahip olmasını sağlayacaktır. Eğer, saplamalar çimento dolgulu olarak yapılacaksa bu durumda ön germe işleminin 10 ton dolaylarında gerçekleşmesi sağlanmalıdır. Çimento dolgulu saplama ile çalışmanın önemli bir avantajı da çimento dolgusu ile tavandaki kırık ve boşlukların

da dolacak ve sağlamlaşacak olmasıdır. Bu sayede daha sağlam bir tavan tabakası ve dolayısıyla daha nizami bir tabaka hareketi ile karşı karşıya olunacaktır.

Galeri yan duvarlarında ise fiber saplama uygun görülmektedir. Bunun ana nedeni, yan tarafta kesici makinenin kömür kesecek olmasıdır. Bu esnada, çelik saplamanın kesici ile kesilmeye çalışılması kesiciye büyük zararlar verebilir. Bu nedenle, kesici tarafından da kesilebilecek olan fiber saplama uygun görülmektedir. Yanlarda oluşan deformasyonların tam olarak kısıtlanmasından dolayı oluşacak olan rijit yapıya izin vermemek adına, bir miktar deformasyona izin verebilecek olan fiber saplamaların kullanılması iyi bir alternatif olarak görülmektedir. Fiber saplamaların deformasyona izin vermesiyle birlikte tahkimat elemanlarında oluşacak aşırı tahkimat basınçlarının da önüne geçilecektir. Bu da kaya içerisinde enerji birikmesini önleyecektir.

Tavanda çelik kablo kaya saplaması uygulaması ile rijit bir tavan yapısı oluşturulmaktadır. Bu rijitliğin oluşan yükler karşısında vereceği tepki yan duvarlarda kullanılan fiber kabloların deformasyona izin vermesi ile bir miktar sönümlendirilebilir. Ancak, yine de, oluşan gerilmelerin galerinin en zayıf bölümü olan taban kısmına ulaşması söz konusu olabilecektir. Böylesi bir durumda, aşırı taban kabarması ile karşılaşılırsa, tabanda da 2-3 adet 3 m'lik fiber saplama uygulaması ile bunun önüne geçilebileceği düşünülmektedir.

Sahada uygulanan saplamalara işletmenin belirleyeceği periyotlarda ve düzende çekme (Pull Out) testleri yapılmalıdır. Bu testler, saplamaların aktif olarak çalışıp çalışmadığı konusunda ön bilgi verecektir.

H sektöründe bir panonun taban yolu, bir sonraki panonun tavan yolu olmakta ve iki kere kullanılmaktadır. Bu durumda, önce üretilen pano saplamaların olduğu yerlerden geçerken, tabaka hareketleri ve oluşan ikincil gerilmelerden dolayı saplamaların bir miktar hareket etmesi ve boşalması beklenmelidir. Bu durumda, boşalan saplamaların tekrar sağlam hale getirilip, ön germe ile çalışır vaziyete getirilmesi bir sonraki pano üretimi için önem arz etmektedir.

REFERANSLAR

Bieniawski, Z.T., 1989, Engineering rock mass classifications, Wiley, New York, 251 p.

- Dinc O.S., Sonmez H., Tunusluoglu C., and Kasapoglu K.E., 2011. A new general empirical approach for the prediction of rock mass strengths of soft to hard rock masses. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 48(4), 650-665.
- Hoek E, Brown ET., 1988. The Hoek and Brown failure criterion: a 1988 update. In: Jurrán JC, editor. *Rock Engineering for Underground Excavations*, Proc. 15th Canadian Rock Mech. Symp. University of Toronto, p. 31-8.
- Hoek E, Brown ET., 1997. Practical estimates of rock mass strength. *Int J Rock Mech Min Sci* 34(8):1165-86.
- Hoek E, Carranza-Torres CT, Corkum B., 2002. Hoek-Brown failure criterion-2002 edition. In: Proc. of the 5th North American Rock Mechanics Symp. Canada, Vol. 1, 267-73.
- Hoek E., 2007. Practical Rock Engineering. 2007; www.rocscience.com/roc/Hoek/Hoek.htm
- Kavuşan G., 1991. Beypazarı-Çayırhan linyitlerindeki C,H, O,N, S dağılımları ve infrared spektrofotometrik araştırılması, tektonik ile değişimleri, A.Ü. Araştırma Fonu, Proje Raporu, 61 s. Ankara.
- Kurtuluş C ve Bozkurt A., 2009. Çayırhan İlçesi'nin, Ankara, Zemin Özelliklerinin Jeofizik ve Geoteknik Yöntemlerle Araştırılması, Uygulamalı Yerbilimleri Sayı:2.
- Kömlü, E, 2016. Çeşitli mühendislik polimerlerinin kaya saplama malzemesi olarak kullanılabilirliği, Doktora Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü.
- Palmström A., 2005. Measurements of and correlations between block size and rock quality designation (RQD). *Tunnelling and Underground space technology*; 20(4): 362-377.
- Sonmez H, and Ulusay R., 2002. A discussion on the Hoek-Brown failure criterion and suggested modification to the criterion verified by slope stability case studies. *Yerbilimleri (Earthsciences)*. 26:77-99.
- Stille and Palmstrom, 2003. Classification as a tool in rock engineering", *Tunneling and Underground Space Technology*, Vol.18, Issue 4, 331-345.
- Didari vd. 2012., Park Termik A.Ş.'nin Çayırhan İşletmesi'nde E ve H Panolarında Metan ve Kendiliğinden Yanma Sorunları ile Tabaka Kontrolü Sorunlarının Araştırılması, Sonuç Raporu, 274 s.
- Yağmurlu, F., Helvacı, C, İnci, U., Önal, M., 1987. Tectonic features to structural of the Beypazarı and Nallıhan, Central Anatolia, Middle East Technical Univ., 20,4.

İskenderun Siyah Mermer (Alexandrette Black) Açık Ocak Sahasının İş Güvenliği Açısından İncelenerek Fine Kinney Metodu ile Risk Analizi

Evaluation of the Iskenderun Black Marble (Alexandretta Black) Open Mining Field Examining in terms of Occupational Safety and Risk Analysis with Fine Kinney Method

O. Kozan¹, O.E. Kök², İ. Tanrıverdi³, Y. Erdoğan²

¹Davut İnşaat Sanayi ve Ticaret A.Ş., İskenderun/HATAY

²İskenderun Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Petrol ve Doğalgaz Mühendisliği Bölümü, İskenderun/HATAY

³İskenderun Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Fen Bilimleri Enstitüsü, İskenderun/HATAY

ÖZET: Sosyal Güvenlik Kurumu (SGK) verilerine göre ülkemizde son üç yılda ortalama yıllık 250.000 iş kazası meydana gelmiştir. Bu iş kazaları sonucunda yılda ortalama 1428 kişi hayatını kaybetmiştir. Taş ve mermer kesilmesi sınıfının istatistiklerine göre mermer ocaklarında yıllık ortalama 2390 iş kazası meydana gelmektedir. Yine, mermer sektöründe yılda ortalama 3 çalışan meslek hastalığına yakalanmaktadır. Ölümle sonuçlanan iş kazaları incelendiğinde ise yılda ortalama 10 çalışan hayatını kaybetmektedir.

Yapılan bu çalışmada İskenderun bölgesinde bulunan ve İskenderun Siyahı (Alexandrette Black) mermerinin açık ocak işletmesi iş güvenliği yönünden incelenmiştir. İncelemede Fine Kinney yöntemi kullanılarak risk analizi yapılmıştır. Yapılan risk analizi sonuçlarına göre 67 farklı faaliyet tanımı ve tehlikeli düzeyleri tespit edilmiştir. Bu tehlike düzeylerine göre kontrol, düzeltme ve iyileştirme planı yapılmış, gerekli önlemler alınmıştır. Risk oluşturan durumlarla ilgili yönetmelikler belirlenmiş, riski azaltmak için gerekli termin ve sorumlu kişiler tespit edilmiştir.

ABSTRACT: According the Social Security Institution (SGK) data as an annual average of 250.000 work accidents occurred in the last three years in Turkey. These work accidents, an average of 1428 people lost their lives per year. According to the statistics of stone and marble cutting the average annual number of work incidents in marble quarries is 2390. In addition, on average 3 employees get caught occupational disease each year in marble sector. When the work accidents resulting in death are examined, an average of 10 employees lose their lives per year.

In this study, the open pit mine of the marble type in Iskenderun region called Alexandrette Black was investigated in terms of occupational safety. In the Risk analysis was carried out using the Fine Kinney method as examination. According to the results of the risk analysis, 67 different activity definitions and hazardous levels were determined. Control, remediation and remediation plan has been made according to the level of risk, and existing control measures have been identified. In this study, the risk factors were researched with the related regulation and the responsible persons were determined to reduce the risk.

1. GİRİŞ

İş güvenliği, çalışma ortamında sağlıklı ve güvenli çalışma koşulları sağlayarak iş kazaları ve meslek hastalıklarının minimum seviyeye indirilmesiyle maddi ve manevi kayıpları önleyerek verimliliği artırmak şeklinde tanımlanabilir. İş güvenliğinde amaç, kişi sağlığını tehdit eden, tehlikeye sokan, milli ekonomiye zarar veren, ‘kaza’ ve ‘meslek hastalığı’ dediğimiz olayları önlemek ve çalışanın sağlığını korumaktır (Ceylan, 2011). İş sağlığı ve güvenliği (İSG) çağdaş toplumların en temel konularından birisidir. Bu sebepten dolayı günümüzde bir bilim alanı olarak kabul edilmektedir. Üretim süreci ve çalışanların sağlığını doğrudan etkileyen İSG günümüzde çevre konusuyla beraber ele alınmaktadır (TMMOB, 2011).

Dünyada en fazla iş kazası olan ülkeler arasında Türkiye üçüncü sırada yer almaktadır (ESAW, 2013; Erdoğan ve Diğ., 2017) ve yine dünyada her yıl 270 milyondan fazla iş kazası meydana gelmektedir. Ayrıca 2,2 milyon çalışan da meslek hastalıkları ya da iş kazaları sonucunda hayatını kaybetmektedir. ILO’nun 2002 yılında hazırladığı rapora göre, meslek hastalıklarının tamamı, iş kazalarının ise %98’i önlenabilir kazalardır (ILO, 2009).

Bu bağlamda, güvenli çalışmanın sağlanması ve işçilerin uygun koşullarda çalışabilmesi açısından İSG büyük önem taşımaktadır (Ceylan ve Avan, 2011).

Sosyal Güvenlik Kurumu (SGK) verilerine göre ülkemizde son üç yılda ortalama yıllık 247.660 iş kazası meydana gelmiştir. Bu iş kazaları sonucunda yılda ortalama 1428 kişi hayatını kaybetmiştir. Taş ve mermer kesilmesi sınıfının istatistiklerine göre mermer ocaklarında yıllık ortalama 2390 iş kazası meydana gelmektedir. Yine, mermer sektöründe yılda ortalama 3 çalışan meslek hastalığına yakalanmaktadır. Ölümle sonuçlanan iş kazaları incelendiğinde ise yılda ortalama 10 çalışan hayatını kaybetmektedir (tuik.gov.tr).

İSG’ni yakından ilgilendiren temel alanlardan biri de madencilik faaliyetleridir. Madencilik, çalışma şartları gereği dünyada en riskli meslekler arasında yer alır. Bu nedenle İSG kavramının ortaya çıkmasına sebep olan ana sektörler arasındadır. Gerekli risk analizleri ile tehlikeler değerlendirilerek olası riskler belirlenmeli ve sonuçlar yorumlanarak tehlikelerin giderilmesi için önlemler alınmalıdır.

Bu çalışmada Hatay ili İskenderun ilçesi sınırlarında bulunan ve İskenderun Siyahı (Alexandrette Black) olarak adlandırılan mermer türünün açık ocak işletmesi İSG açısından incelenmiştir. Belirlenen 67 tehlike için Fine Kinney yöntemi kullanılarak risk analizi yapılmıştır. Analiz sonucunda risk düzeylerine göre kontrol, düzeltme ve iyileştirme planı yapılmış, mevcut kontrol önlemleri belirlenmiştir.

2. ÇALIŞMA ALANI

İskenderun siyah mermeri açık ocak işletmesi, İskenderun’un 7km doğusunda, Amanos dağlarının eteklerinde yer almaktadır. İşletmenin yer bulduru haritası ve konumu Şekil 1 ve Şekil 2’de verilmiştir.



Şekil 1. İskenderun siyah mermer açık ocak işletmesinin ölçeksiz yerbulduru haritası (Erdoğan ve diğ., 2017)



Şekil 2. İskenderun siyah mermer açık ocak işletmesi

3. FINE KINNEY RİSK ANALİZİ YÖNTEMİ

W. T. Fine tarafından geliştirilen “Mathematical Evaluations for Controlling Hazards” metodu 1976’de revize edilerek “Practical Risk Analysis for Safety Management” başlığı ile yayınlanmış ve günümüzde Fine-Kinney metodu olarak kullanılmaya başlanmıştır. Bu metot risklerin

derecelendirilmesi ve elde edilen sonuçlara göre hangi işlere öncelik verilmesi gerektiğini gösteren bir yöntemdir. Risklerin etki oranlarını hesaplayarak derecelendirilir. Bu sayede önlemlerin alınıp alınmamasına karar verilir. Yöntem işyerinin istatistiklerini kullanma imkânı sağlaması doğrultusunda gerçekçi sonuçlar vermektedir (Erzurumluoğlu ve ark., 2015).

Yapılan çalışmada risk değerlendirilmesinde yaygın olarak kullanılan Fine Kinney yöntemi mermer açık ocak işletmesi için kullanılmıştır. Bu yöntem özellikle sebep sonuç ilişkilerinin incelenmesinde kullanılmaktadır. Ayrıca

işletmelerde özellikle acil önlem gerektiren durumların tespiti için sıklıkla kullanılmaktadır (Kokangül ve ark., 2017).

Fine Kinney risk analiz yöntemine göre belirli bir tehlikeli olayın meydana gelme olasılık, frekans ve şiddet değerleri Çizelge 1’de verilmiştir. Belirlenen tehlikelerin risk değeri verilen formüle (1) göre hesaplanmıştır. Ayrıca hesaplanan risk değerine göre kabul kriterleri Çizelge 2’de verilmiştir.

$$R = \text{Olasılık} \times \text{Frekans} \times \text{Şiddet} \quad (1)$$

Çizelge 1. Belirli bir tehlikeli olayın meydana gelme olasılık, frekans ve şiddet değerleri (Kinney, G. F., 1976).

OLASILIK (O) Zararın gerçekleşme yatkınlığı		FREKANS (F) Tehlikenin zaman içinde tekrar sayısı		ŞİDDET (Ş) İnsan ve /veya çevre üzerinde yaratacağı tahmini zarar	
10	Beklenir / Kesin	10	Hemen hemen sürekli (bir saatte birkaç defa)	100	Birden fazla ölümlü kaza ve çevresel felaket
6	Yüksek / Oldukça mümkün	6	Sık (günde bir-birkaç defa)	40	Öldürücü kaza / Ciddi çevresel zarar
3	Olası	3	Ara sıra (haftada bir - birkaç defa)	15	Kalıcı hasar / Yaralanma, iş kayı / Çevresel engel oluşturma veya Yakın çevreden şikayet
1	Mümkün fakat düşük	2	Sık değil (ayda bir - birkaç defa)	7	Önemli hasar / Yaralanma, ilk yardım ihtiyacı / Arazi dışında çevresel zarar
0,5	Beklenmez fakat mümkün	1	Seyrek (yılda birkaç defa)	3	Küçük hasar / Yaralanma, ilk yardım / Arazi içinde sınırlı çevresel zarar
0,2	Beklenmez	0,5	Çok seyrek (yılda bir veya daha seyrek)	1	Kolay atlatma / Çevresel zarar yok

Çizelge 2. Risk değeri kabul kriterleri (Kinney, G. F., 1976).

R > 401	KABUL EDİLEMEZ RİSK hemen gerekli önlemler alınmalı / veya tesis, bina, çevrenin kapatılması düşünülmelidir
201 < R < 400	ESASLI RİSK Kısa dönemde iyileştirilmelidir (bir ay içinde)
71 < R < 200	ÖNEMLİ RİSK orta dönemde iyileştirilmelidir (birkaç ay içinde)
21 < R < 70	OLASI RİSK gözetim altında uygulanmalıdır
R < 20	KABUL EDİLEBİLİR RİSK önlem öncelikli değildir

4. MERMER SAHASININ RİSK DEĞERLENDİRMESİ

Fine Kinney risk analiz yöntemine göre İskenderun siyah mermeri açık ocak işletmesinin risk analizleri yapılmıştır. Çalışma alanı için yapılan risk analizi ile elde edilen faaliyet tanımları, tehlikeler, sorumlu ve etkilenecek kişiler ile yasal şartlar Çizelge 3’te verilmiştir.

Çizelge 3. İskenderun siyah mermer açık ocak işletmesinin Fine Kinney Risk Analizi

NO	FAALİYET TANIMI	TEHLİKE	RİSK			RİSK SKORU	SORUMLU ve ETKİLENECEK KİŞİLER	YASAL ŞART
			OLASILIK	FREKANS	ŞİDDET			
1	Sondaj makinasının kurulması	Sondaj makinasının uygunsuz taşınması	0,5	0,5	100	25	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
2	Sondaj makinasının kurulması	Sondaj makinasının sabitlenmemesi	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. ,Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
3	Sondaj makinası ile delme işi yapılması	Makinenin belirli periyotlarda zincir gerginliklerinin kontrol edilmemesi	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
4	Sondaj makinası ile delme işi yapılması	Elektrik bağlantılarını yetkisiz kişilerin yapması, elektrik bağlantı işleri bitmeden sistemin çalıştırılması	1	0,5	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Elektrik iç te. Yön.
5	Sondaj makinası ile delme işi yapılması	Sondaj makinası durmadan boru ekleme ve çıkarma işi yapılması	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Elektrik iç tes. Yön.
6	Sondaj makinası ile delme işi yapılması	Çalışanların bol sarkık elbise giymesi ve takı kullanması	1	1	40	40	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Elektrik iç te. Yön.
7	Sondaj makinası ile delme işi yapılması	Çalışanların kkd kullanmaması	0,5	1	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
8	Ana kayacın kesilmesi işlemi	Tellerin eklerinden sağlam preslenmemesi veya tel kopmaları	1	1	40	40	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
9	Ana kayacın kesilmesi işlemi	Tel kesme makinası çalışırken soğutma ve toz emisyonu için su verilmemesi	1	2	40	80	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
10	Ana kayacın sökülmesi işlemi	Çalışanların kademe kenarlarına dikkatsiz yaklaşması	1	0,5	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.

11	Ana kayacın sökülmesi işlemi	İş makinalarının etki alanına girilmesi	1	1	40	40	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
12	Ana kayacın sökülmesi işleminde sac balonun kullanılması	Sac bolununun bağlantısında hasarlı jak kullanılması	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerinde iş sağlığı ve güvenliği yön.
13	Ana kayacın sökülmesi işleminde sac balonun kullanılması	Sac balonu basınç altında iken müdahale edilmesi.	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön. Basınçlı ekipmanlar yön.
14	Ana kayacın sökülmesi işlemi kkd kullanımı	Çalışanların kkd kullanmaması	1	0,5	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Çalışanların KKD kullanımı yön.
15	Ana kayacın sökülmesi işlemi	Ekskavatör ile sac balon sayesinde oluşan boşluktan kayacın ayrılması.	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
16	Ana kayacın sökülmesi işlemi	Kesilen kayanın devrileceği esnada alanda çalışanların olması	0,5	0,5	100	25	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
17	Kavlaklar	Kesme işlemi esnasında ya da ısınma soğuma ile kavlak düşmesi	1	1	40	40	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Mesleki ve teknik eğitim yönetmeliği
18	Sayalama makinesi ile kesim işleminin yapılması	Çalışanların kkd kullanmaması	1	1	40	40	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.,
19	Sayalama makinesi ile kesim işleminin yapılması	Sayalama makinası çalışırken tel kopması	3	0,5	40	60	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
20	Sayalama makinesi ile kesim işleminin yapılması	Tezgahlanan kayalar arasında boşluk olması	1	2	40	80	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
21	Sayalama makinesi ile kesim işleminin yapılması	Sayalama makinasını koruyucusunun devre dışı bırakılması	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön. Mak. Em. Yön.
22	Sayalama makinesi ile kesim işleminin yapılması	Susuz çalışma yapılması	1	2	40	80	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.

23	Sayalama makinesi ile kesim işleminin yapılması	Elektrik aksamalarının sudan korunmaması	1	0,5	100	50	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Elektrik iç te. Yön.
24	Blokların kademelerden alınmalı ve stok alanına nakli	Loderin bloğu dengesiz alması ve süratli hareket etmesi	1	1	40	40	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
25	Blokların kademelerden alınmalı ve stok alanına nakli	Bloklar stok alanında düzgün istiflenmemesi	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
26	Genel çalışma İş makinelerinin kullanımı	İş makinalarının amacı dışında kullanılması	1	1	100	100	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Makine emniyeti yönetmeliği İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
27	Genel çalışma İş makinelerinin kullanımı	İş makinalarının kademe kenarlarına kontrolsüz yanaşması	3	1	40	120	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Güvenlik ve sağ. İş. Yön
28	Genel çalışma İş makinelerinin kullanımı	Çalışır durumda iken bakım, ayar vb. işlerin yapılması	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Makine emniyeti yönetmeliği İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
29	Genel çalışma İş makinelerinin kullanımı	Yetkisiz kişilerin kullanması	1	0,5	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
30	Blok ve molozların sevkiyat için kamyonu yüklenmesi	Loderin etki alanına kontrolsüz olarak girilmesi	3	1	40	120	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
31	Blok ve molozların sevkiyat için kamyonu yüklenmesi	Çalışanların kasa üzerinde mermer bloğunun altını takozlarken ellerini mermerin altına sokması	1	1	15	15	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
32	Blok ve molozların sevkiyat için kamyonu yüklenmesi	Yükleme işi bitmeden kamyonun hareket ettirilmesi	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
33	Kamyonlara hafriyat yüklenmesi	Yükleme işi bitmeden kamyonun hareket ettirilmesi, şöförlerin güvenli yerde durmaması	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
20							İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
34	Genel çalışma Kamyon kullanımı	Yetkisiz kişilerin kamyonu kullanması	1	0,5	40		İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.

35	Genel çalışma Kamyon kullanımı	Kamyonun şev ve kademe kenarlarına kontrolsüz yanaşması	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Güvenlik ve sağ. İş. Yön.
36	Genel çalışma Kamyon kullanımı	Kamyon kasasına uygun olmayan yerlerden inilip binilmesi ve kasada aşağı atlanması	3	1	40	120	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Güvenlik ve sağ. İş. Yön.
37	Genel çalışma Kamyon kullanımı	Kamyonun bakımlarının yapılmaması	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
38	Genel çalışma	Acele ve dikkatsiz yürüme veya davranış	3	2	15	90	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
39	Genel çalışma	Uygun olmayan yerlerden geçişlerin yapılması ve çalışmalar	0,5	1	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
40	Genel çalışma	Yüksekten düşme ve yüksekte çalışma	3	1	40	120	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerin de iş sağlığı ve güvenliği yön.
41	Genel çalışma	Bakımsız elektrik panosu kullanımı.	0,5	1	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Sağlık ve güvenlik işaretleri yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a,
42	Genel çalışma	Arızalı, hasarlı yada bakımsız seyyar projektör lamba kullanımı	0,5	1	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Sağlık ve güvenlik işaretleri yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a,
43	Genel çalışma	Hasarlı elektrikli alet yada ekipman kullanımı	0,5	1	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Sağlık ve güvenlik işaretleri yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
44	Genel çalışma	El aletlerinin kalite standart belgeleri olmaması	0,5	0,5	15	3,75	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
45	Genel çalışma El aletleri kullanımı	Yanlış pozisyon da çalışma yapılması	3	1	15	45	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
46	Genel çalışma Spiral kullanımı	Koruyucusuz spiral kullanımı	1	0,5	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Makine emniyeti yönetmeliği İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a

47	Genel çalışma Kaynak işlerinin yapılması	Kapalı alanda iş güvenliği tedbiri almadan kaynak işlerinin yapılması	0,5	1	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Makine emniyeti yönetmeliği İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
48	Genel çalışma Şaloma takımı kullanma	Çalışma ortamının ve işlem yapılacak malzemenin yağlı olması	0,5	0,5	100	25	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
49	Genel çalışma Şaloma takımı kullanma	Hortumlarının uygun olmaması, düzenli çekilmemesi	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Makine emniyeti yönetmeliği İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
50	Genel çalışma Şaloma takımı kullanma	Emniyet ventilinin olmaması	1	0,5	100	50	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Makine emniyeti yönetmeliği İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
51	Genel çalışma Keskin ve sivri uçlu malzemeler	Malzemelerin düzensiz kaldırılması ve istiflenmesi	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Yapı İşlerinde İş Sağlığı ve Güvenliği Yönetmeliği Ek-4 -A Mad:24, 25, 26, 27
52	Genel çalışma Elle malzeme kaldırma	Ağır ve dengesiz malzeme kaldırma	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Elle Taşıma İşleri Yönetmeliği Ek 1-Ek 2
53	Genel çalışma Gürültülü ortam	Yüksek gürültülü ortamda çalışma	0,5	1	3	1,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Çalışanların Gürültü ile İlgili Risklerden Korunmalarına Dair Yönetmelik
54	Genel çalışma Makine ve koruyucuları	Bakımsız ve koruyucusuz makine kullanımı	1	1	15	15	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Makine emniyeti yönetmeliği, İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
55	Genel çalışma Makine ve koruyucuları	Gövde topraklamalarının olmaması	1	0,5	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Makine emniyeti yönetmeliği İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
56	Genel çalışma Çalışma alanındaki tehlikeler	Korkuluksuz alanlarda çalışma	0,5	1	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı İşlerinde İş Sağlığı ve Güvenliği Yön.
57	Genel çalışma Seyyar merdiven kullanımı	Bakımsız seyyar merdiven ve yanlış kullanım	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
58	Genel çalışma Kimyasal madde kullanımı	MSDS eğitimlerinin verilmemesi	3	1	15	45	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Kimyasal maddelerle çalışmalarda sağlık ve güvenlik önlemleri hakkında yön

59	Genel çalışma Zeminden malzeme kaldırma	Malzemelerin kayması ve devrilmesi	1	1	15	15	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
60	Genel çalışma Kullanılan alet ekipmanların periyodik muayeneleri	Periyodik kontrollerinin olmaması ve periyodik kontrol tarihlerinin geçmiş olması	0,5	0,5	40	10	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön.
61	Genel çalışma Çalışanların sağlık muayeneleri	Sağlık muayenelerinin olmaması	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İşyeri hek. ve diğer sağlık personelinin görev, yetki, sorumluluk ve eğitimleri hak. yön. İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a,
62	Genel çalışma Çalışanların iş sağlığı ve güvenliği eğitimi	Çalışanlara iş güvenliği eğitimi verilmemesi	1	0,5	40	20	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	Çalışanların iş sağlığı ve güvenliği eğitimleri usul ve esasları hk. Yön.
63	Koşuşlar	Koşuşların uygun olmaması	0,5	1	15	7,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a İş hijyen Yön.
64	Genel çalışma Çalışanların dinlenme yerleri	Dinlenme yerlerinin uygun olmaması ve uygun olmayan koşullar, ekipmanlar	3	1	15	45	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a
65	Genel çalışma Çalışanların Mesleki yeterlilik belgesi	Çalışanların mesleki yeterlilik belgelerinin olmaması	0,5	1	7	3,5	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Mesleki ve teknik eğitim yönetmeliği
66	Trafo	Rutin bakımının yapılması	1	1	40	40	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön. Elektrik iç te. Yön.
67	Paratoner kaynaklı olaylar	Yıldırım	0,5	0,5	100	25	İşveren veya vekili İş güvenliği uzmanı Saha mühendisi Formen Ekip başı Çalışanlar	İş Sağ. Ve Güv. Kanunu Mad:4/1-a Yapı işlerinde iş sağ. ve güvenliği yön. Kişisel koruyucu don. Yön. İş ekipmanlarının kullanımında sağlık ve güvenlik şartları yön., Elektrik iç te. Yön.

Çizelge 3'e göre risk analizinde Risk skoru 20'nin altında olan, tehlike oluşturan 67 faaliyet tanımı yapılmış ve tehlikeli durum incelenmiştir. Bu incelemede önlem önceliği gerektirmeyen "kabul edilebilir" risk grubunda 42 faaliyet tanımı yapılmış tehlike bulunmaktadır. Bu gruptaki riskler Kinney'ye göre "önlem öncelikli" değildir. Risk skoru 21 ila 70 arasında olan "gözlem altında uygulanması gereken" ve olası risk oluşturan 16 faaliyet tanımı yapılmış tehlike belirlenmiştir. Bu gruptaki riskler için Kinney'ye göre çalışmalar "gözetim altında uygulanmalıdır". Risk skoru 70 ila 200 arasında "birkaç ay içerisinde iyileştirilmesi gereken" önemli riskler grubunda 9 faaliyet tanımı

yapılmış tehlike bulunmaktadır. Bunlar;

- 9. Madde: Ana Kayacın Kesilme İşlemi esnasında "Tel kesme makinası çalışırken soğutma ve toz emisyonu için su verilmemesi". Risk Skoru: 80,
- 20. Madde: Sayalama makinesi kesim işleminin yapılması esnasında "Tezgahlanan kayaçlar arasında boşluk olması". Risk Skoru: 80,
- 22. Madde Sayalama makinesi ile kesim işleminin yapılması esnasında "Susuz çalışma yapılması". Risk Skoru: 80,
- 26. Madde Genel çalışma İş makinelerinin kullanımı esnasında "İş makinalarının amacı dışında kullanılması". Risk Skoru: 100,

- 27. Madde Genel çalışma İş makinelerinin kullanımı esnasında “İş makinalarının kademe kenarlarına kontrolsüz yanaşması”. Risk Skoru: 120,
- 30. Madde Blok ve molozların sevkiyat için kamyonu yüklenmesi işi esnasında “Loderin etki alanına kontrolsüz olarak girilmesi”. Risk Skoru: 120,
- 36. Madde Genel çalışma Kamyon kullanımı işi esnasında “Kamyon kasasına uygun olmayan yerlerden inilip binilmesi ve kasada aşağı atlanması”. Risk Skoru: 120,
- 38. Madde Genel çalışma işi esnasında “Acele ve dikkatsiz yürüme veya davranış”. Risk Skoru: 90,
- 40. Madde Genel çalışma işi esnasında “Yüksekten düşme ve yüksekte çalışma”. Risk Skoru: 120, şeklindedir.

Belirtilen bu 9 gruptaki risk değerlendirilmesi sonrası gerekli önlemler alınarak risk skorlarının aşağı çekilmesi sağlanmıştır. Kısa dönemde iyileştirilmesi gereken esaslı risk ve hemen önlem alınması gereken kabul edilemez risk grubunda bir veri belirlenmemiştir. Bu sonuçlar ışığında sahadaki tüm risk oluşturan etmenlere karşı önlemler alınmış ve gerekli eğitimler verilmiştir.

5. SONUÇLAR

Hatay ili İskenderun ilçesinde bulunan ve İskenderun Siyahı (Alexandrette Black) olarak mermer türünün açık ocak işletmesi İSG yönünden incelenmiştir. Tüm tehlike kaynakları ve etkileri detaylı bir şekilde belirlenmiştir. İnceleme sonucunda Fine Kinney yöntemi kullanılarak 67 faaliyet tanımlanmış tehlike için risk analizi yapılmıştır. Elde edilen sonuçlara göre kısa dönemde iyileştirilmesi gereken esaslı risk ve hemen önlem alınması gereken kabul edilemez risk grubunda bir tehlikeli faaliyet belirlenmemiştir. Önlem önceliği gerektirmeyen kabul edilebilir risk ve gözlem altında uygulanması gereken ve olası risk gruplarına ait toplam 58 faaliyet tanımlanmış tehlike bulunmaktadır. 9 faaliyet tanımlanmış tehlike ise birkaç ay içinde iyileştirilmesi gereken önemli riskler grubunda yer almaktadır. Fine Kinney metoduna göre yapılan risk analizi sonucuna göre gerekli tedbirlerin alınması ve kontrolünün

sağlanabilmesi için eğitim düzenlenmiştir. Çalışmanın sonucunda elde edilen bulgular benzer işletmeler, işveren veya vekilleri, iş güvenliği uzmanları, saha mühendisleri, formenler, ekip başları ve çalışanlar için tehlikelerin azaltılmasında yol göstermesi bakımından büyük önem arz etmektedir.

6. KAYNAKLAR

- Ceylan H., Avan M. 2011. Analysis Of Occupational Accidents According to The Sectors In Turkey. XIX. World Congress on Safety and Health at Work, Istanbul, Turkey.
- Ceylan H. 2011. Türkiye’deki iş kazalarının genel görünümü ve gelişmiş ülkelerle kıyaslanması. Uluslararası Mühendislik Araştırma ve Geliştirme Dergisi, 3(2), 18-24.
- Erdoğan Y., Kök O.E., Tanrıverdi İ. 2017. Çanakkale, Tuzla Bölgesi Jeotermal Sondaj Sahasının İş Güvenliği Açısından Değerlendirilmesi ve Risk Analizi. Türkiye 25. Uluslararası Madencilik Kongresi, p. 399-407, Antalya.
- Erdoğan Y., Kök O.E., Tanrıverdi İ. 2017. Bir Jeotermal Sondaj Sahasında İnsan Kaynaklı Tehlikelerin Risk Analizi. Uluslararası Maden İşletmelerinde İşçi Sağlığı ve İş Güvenliği Sempozyumu, p. 262-280. Adana.
- Erzurumluoğlu K., Köksal K., Gerek İ. H. 2015. İnşaat Sektöründe Fine-Kinney Metodu Kullanılarak Risk Analizi Yapılması. 5. İş Sağlığı ve İş Güvenliği Sempozyumu, İzmir.
- ESAW. 2013. European Statistics on Accident at Work Summary, Methodology, Eurostat Methodologies & Working Papers, Luxembourg.
- ILO. 2009. International Global Report, International Labour Organization, Switzerland.
- Kinney G. F. 1976. Practical risk analysis for safety management. China Lake, CA: Naval Weapons Center.
- Kokangül A., Polat U., Dağsuyu C. 2017. A new approximation for risk assessment using the AHP and Fine Kinney methodologies. Safety science, 91, 24-32.
- TMMOB. 2011. TMMOB İstanbul İl Koordinasyon Kurul Raporu. TMMOB, İstanbul

Estimation of core cutting specific energy using rock strength parameters

Karot kesme spesifik enerjisinin kaya dayanım parametreleri ile kestirimi

S. Yaşar

Karadeniz Technical University, Mining Engineering Department, Turkey

ÖZET: Kısmi cepheli tünel açma makineleri (kollu galeri açma makineleri ve sürekli kazıcılar), döner kepçeli ekskavatörler ve ripperler kömür madenciliğinde (yeraltı ve açık işletme) çok sıklıkla kullanılan ekipmanlardır. Bu makinelerin performanslarının tahminlerinde küçük boyutlu kaya kesme deneylerinden (karot kesme deneyi) elde edilen özgül kesme enerjisi ya da spesifik enerji (SE) sıklıkla kullanılmaktadır. Kaya kesme deneyleri sınırlı sayıda araştırma merkezinde bulunmaktadır ve bu deney düzeneklerinin yokluğunda araştırmacılar görgül yöntemlere yönelmektedirler. Bu çalışmada, çeşitli taş ocaklarından ve kollu galeri açma makinesi çalışma sahasından elde edilen sekiz adet kayaç numunesi, düşey kayaç kesme setinde (DKKS) karot kesme deneyine tabi tutulmuştur. Bu deneyden elde edilen SE değeri ile kayaçların tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı ve kesme dayanımı parametreleri arasındaki ilişkiler incelenerek, görgül tahmin eşitlikleri önerilmiştir. Gerçekleştirilen basit regresyon analizi sonucunda, SE ile tek eksenli basınç dayanımı, çekme dayanımı ve kesme dayanımı arasında üstel bir ilişki tespit edilmiştir.

ABSTRACT: Partial face tunnelling machines (roadheaders and continuous miners), bucket-wheel excavators and rippers are excavation machines which are frequently used in coal-mining industry (both in open cast and underground mining). Specific energy (SE), which is obtained from small-scale rock cutting tests (core cutting test), was used for performance estimation of these machines. These rock cutting testing arrangements can be found in very limited research centers and in the lack of these tests, researchers head towards empirical models. In this study, eight rock samples were collected from different quarries and roadheader excavation sites and these rocks were conducted to core cutting test in vertical rock cutting rig (VRCR). SE values obtained from these tests were correlated with uniaxial compressive strength, indirect tensile strength and shear strength parameters and empirical predictive plots were proposed. Based upon the simple regression method, exponential relationships were determined between SE and uniaxial compressive strength, tensile strength and shear strength.

1 INTRODUCTION

Specific energy (SE) is the ratio of the work (MJ) which was succeeded by the cutting tool to the excavated rock volume (m^3). SE is the best indicator for rock cutting efficiency and affected from many experimental conditions and strength parameters. SE may be roughly subdivided into two main groups which are full-scale and small-scale or index SE. Full-scale rock cutting SE is determined with using full-scale rock cutting rigs (Yasar and Yilmaz, 2017a) or using empirical models developed from full-scale rock cutting tests (Bilgin et al., 2006). On the other hand, small-scale rock cutting SE or index SE is obtained through small-scale rock cutting tests (Yasar et al., 2015)

where small rock blocks or core samples and index cutting tools are being used or through empirical models (Williams and Hagan, 2014).

Full-scale rock cutting SE is mainly used for performance prediction of rock cutting machines using the relevant model (Rostami et al., 1994; Neil et al., 1994). Besides, small scale rock cutting SE may be used for performance prediction of partial face machines, such as roadheaders and continuous miners used in coal mining frequently, with performing a conversion into full-scale SE using suggested plots (Balci and Bilgin, 2007). Additionally, this SE is used for performance prediction of bucket-wheel excavators (Bolukbasi et al., 1991) and for rippability classification (Basarir et al., 2008). Even though several mobile

cutting tests have been developed so far (Entacher et al., 2014; Yasar, 2018), direct determination of SE via cutting tests is time consuming and expensive and these tests are not sufficiently widespread yet. Due to this fact, empirical estimation of SE with some rock mechanics parameters gains popularity in these conditions.

This paper puts effort to develop some equations to estimate the small-scale (index) SE, which gained many practical usages, with using strength parameters of rocks including uniaxial compressive strength, indirect tensile strength and shear strength. Eight rock samples, dominantly selected from igneous rocks, were conducted to core cutting test (small-scale rock cutting test) and SE values were determined with using the suggested method. Furthermore, uniaxial compressive, indirect tensile and shear strengths of the same rock samples were determined. Based upon the simple regression method, exponential relationships were determined between SE and uniaxial compressive strength, tensile strength and shear strength.

2 EXPERIMENTAL PROCEDURE

2.1 Sample collection and characterization

Rock samples were collected from quarries and roadheaders excavation sites in Turkey. The motivation behind the selection of these rocks were to collect samples which do not contain visible flaws and belong to a strength spectrum from very low to medium (0-100 MPa). These samples include red andesite (RA), grey andesite (GA), green tuff (GT1), grey tuff (GT2), brown vitric tuff (BT), yellow vitric tuff (YT), crystal tuff (CT) and volcanic sandstone (VS). Initially, mechanical strength properties of these rock samples were determined. In this context, uniaxial compressive strength (UCS) and indirect tensile strength (ITS) (Brazilian disc method) tests were applied according to the recommendations of ISRM (1981). Afterwards, shear strength (SS) of these rocks was determined with the preferred method by Nishimatsu (1972) using the equation below.

$$SS = \frac{UCS \times ITS}{2 \times \sqrt{ITS \times (UCS - 3ITS)}} \quad (1)$$

where UCS is the uniaxial compressive strength (MPa), ITS is the indirect tensile strength (MPa) and SS is the shear strength (MPa). Results of this

mechanical characterization stage is given in Table 1.

Table 1. Results of mechanical tests

Sample	UCS (MPa)	ITS (MPa)	SS (MPa)
RA	72.85	7.91	14.62
GA	99.92	8.39	16.74
GT1	51.65	5.84	10.68
GT2	62.63	7.08	12.95
BT	88.15	8.38	16.07
YT	62.48	5.47	10.76
CT	2.44	0.74	2.24
VS	12.34	1.33	2.46

2.2 Core cutting test (CCT)

Core cutting test (CCT) was developed by Roxborough and Philips (1974) to conduct single pick cutting tests in laboratory. Afterwards, McFeat-Smith and Fowell (1979) suggested a method to predict the cutting rates of roadheaders with using experimental results of CCT. It was, later on, used for different purposes which were mentioned in previous sections. CCT was applied on these samples with the suggested method of McFeat-Smith and Fowell (1979). The tests were realized in vertical rock cutting rig (VRCR) which was developed by Yasar (2018) as a mobile testing arrangement. Details of the arrangement were demonstrated in several papers (Yasar and Yilmaz, 2017a & 2017b & 2017c). VRCR is an attachment to hydraulic bending test machines which may be found in almost every rock mechanics laboratory.

Experimental procedure of CCT with VRCR was shown in Figure 1 along with the details of the experiment. Some important details about testing with VRCR were highlighted here. The test can be applied on both block and core samples with varying dimensions. The rock sample is excavated with an index cutter (see Figure 1) from 5 mm of cutting depth and mean cutting force (FC) was determined from raw force data. With the aid of FC, SE is calculated with the formula given below. Block rock samples were used in the cutting tests and each test was replicated at least three times.

$$SE = \frac{FC}{Q} \quad (2)$$

where SE is the specific energy (MJ/m³), FC is the mean cutting force (kN) and Q is the amount of

rock debris in a unit cutting length (m^3/km). Results of CCT is given in Table 2.

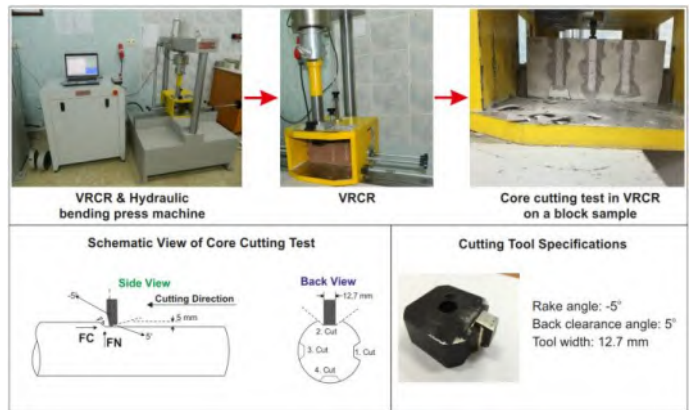


Figure 1. Experimental procedure and VRCR

Table 2. Results of CCT

Sample	SE (MJ/m ³)
RA	15.58
GA	34.10
GT1	13.24
GT2	15.73
BVT	17.24
YVT	11.48
CT	2.03
VS	7.08

3 DEVELOPMENT OF PREDICTIVE PLOTS AND DISCUSSION

Predictive plots were developed to estimate the index SE from rock strength parameters in the absence of a rock cutting test rig. Figure 2 shows the relationships between SE and UCS, UTS and SS. It is seen from the graphs that SE increased exponentially with increasing strength parameters.

Different researchers also tried to estimate the core cutting SE from different strength parameters. Bilgin and Shahriar (1989) correlated various parameters with core cutting SE (index SE) and found positive linear relationship between SE and ITS. Tiryaki and Dikmen (2006) investigated the dominant rock properties which affect the core cutting testing parameters including SE. They found linear correlations between SE and UCS and ITS. Basarir et al. (2008) developed a classification scheme for rippability of coal measure rocks based on core cutting test and found linear relationships between SE and UCS and ITS. Yasar (2013) found power relation between SE and UCS and ITS. Williams and Hagan (2014) conducted core cutting

test on coal-measure rocks and found linear relationship between index SE and UCS.

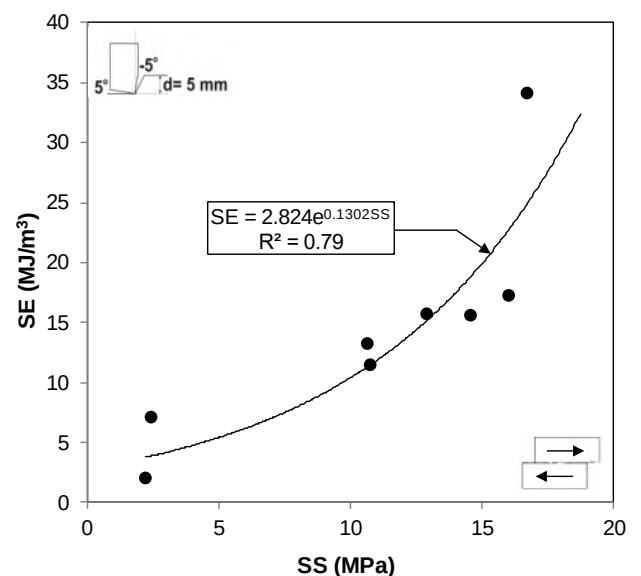
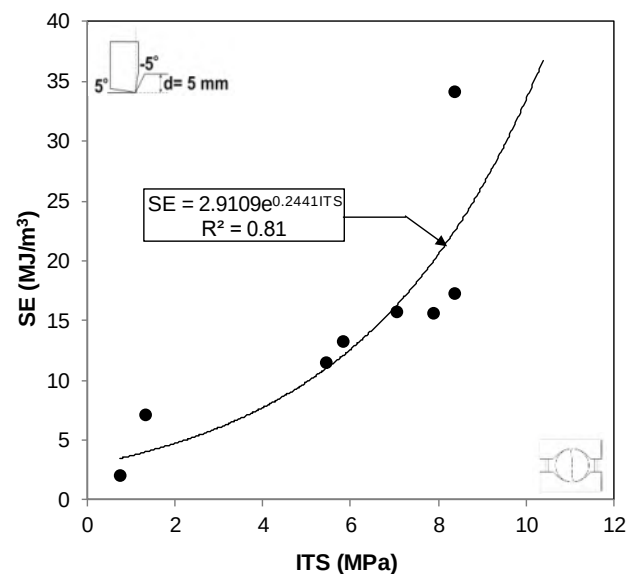
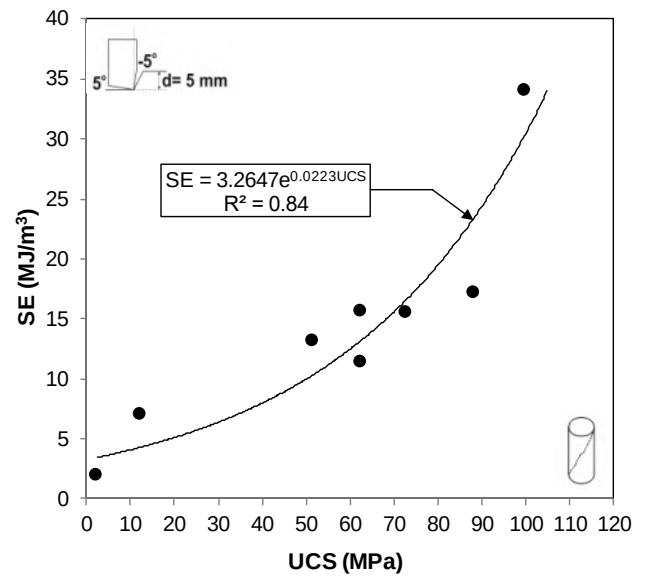


Figure 2. Relationships between index SE and UCS, ITS and SS

Comakli et al. (2014) researched the performance of imaginary roadheaders using core cutting test. They conduct core cutting test on several ore samples collected from Turkey and they correlated the SE with UCS and ITS. They determined exponential relationships between SE and UCS and ITS. Yasar et al. (2015) conducted core cutting test on several rock and ore samples and they demonstrated exponential correlations between SE and drilling rate index (DRI). Dogruoz et al. (2016) investigated the effects of tool bluntness on core cutting test parameters and show linear correlations between SE and UCS and ITS. It has been seen from these previous studies that experimental relationships between SE and other parameters accumulated in linear and exponential plots. However, it should be kept in mind that if RA sample is discarded from this experimental campaign, trends seen in Fig. 2 are more likely to follow a linear trend and this phenomenon supports the findings of the previous researchers.

Even though exponential relationships with high determination coefficients (R^2) were obtained from the present study, it should be noted here that these relationships are valid for this data group. These predictive plots may be used for performance prediction of partial face machines (Balci and Bilgin, 2007) which are mainly used for excavation of coal and coal-measure rocks. Furthermore, they may be used for prediction of the index SE to predict the bucket wheel excavator performance (Bolbukbasi et al., 1991) since very low strength rocks were, also, used in this study. Finally, diggability of coal-measure rocks (Basarir et al., 2008) can be achieved by core cutting SE and these predictive plots may be used for this purpose, as well. However, it should also be noted here that one should be very careful about using empirical models suggested by different authors, since the quality of an empirical model highly depends on the quality and the number of data which is taken into account in the model. The more number of data considered in a model, more accuracy is achieved for prediction. Direct rock cutting testing is the best performance prediction model and it is highly recommended to use rock cutting tests for rock cuttability assessment. However, only in the lack of a rock cutting testing rig, empirical models may be an alternative for this purpose. Nowadays, several mobile rock cutting testing arrangements were developed and VRCCR is one of them which is suitable for a mass production and is an attachment to hydraulic bending testing machines which can be found in almost every rock mechanics laboratory.

4 CONCLUSIONS

Core cutting tests were applied on eight rock samples collected from quarries and roadheader excavation sites. Index specific energy (SE), which can be used for performance prediction of partial face machines which are frequently used in coal mining industry, for performance prediction of bucket-wheel excavators and diggability classification, was obtained from these cutting tests. Relationships between SE and rock strength parameters were investigated to develop empirical predictive plots for indirect estimation of SE in the lack of a rock cutting testing arrangement. Exponential correlations were found between SE and uniaxial compressive strength, indirect tensile strength and shear strength with high determination coefficients. However, it has been concluded that the empirical prediction of SE with strength parameters is possible only in the lack of a cutting testing arrangement. It is highly recommended to use direct testing instead of empirical models if it is possible.

REFERENCES

- Balci, C. and Bilgin, N., 2007. Correlative Study of Linear Small and Full Scale Rock Cutting Tests to Select Mechanized Excavation Machines, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, 44, 468 - 476.
- Basarir, H., Karpuz, C., Tutluoglu, L., 2008. Specific Energy Based Rippability Classification System for Coal Measure Rock, *Journal of Terramechanics*, 45, 1-2, 51-62.
- Bilgin, N. and Shahriar K., 1989. Results Obtained from Tunnel Drifting in Golden Horn (in Turkish), 11th Scientific and Technical Mining Congress of Turkey, Ankara, 306-319.
- Bilgin, N., Demircin, M.A., Copur, H., Balci, C., Tuncdemir, H., Akcin, 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.
- Bolukbasi, N., Koncagul, O., Pasamehmetoglu, A.G., 1991. Material Diggability Studies for the Assessment of Bucket Wheel Excavator Performance, *Mining Science and Technology*, 13, 271-277.
- Comakli, R., Kahraman, S., Balci, C., 2014. Performance Prediction of Roadheaders in Metallic Ore Excavation, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 40, 38-45.
- Dogruoz, C., Bolukbasi, N., Rostami, J., Acar, C., 2016. An Experimental Study of Cutting Performances of Worn Picks, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 49, 1, 213-224.
- Entacher, M., Lorenz, S., Galler, R. 2014. Tunnel Boring Machine Performance Prediction with Scaled Rock

- Cutting Tests. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, 70, 450–459.
- ISRM, 1981. *Rock Characterization, Testing and Monitoring: ISRM suggested Methods*. E.T. Brown, Ed., Pergamon Press, 211 s.
- McFeat-Smith, I. and Fowell, R. J., 1979. The Selection and Application of Roadheaders for Rock Tunneling. *Rapid Excavation Tunneling Conference*, Georgia, 1, 261-279.
- Neil, D.M., Rostami, J., Ozdemir, L, Gertsch, R., 1994. *Production Estimating Techniques for Underground Mining Using Roadheaders*. SME Annual Meeting, Albuquerque, New Mexico, Feb. 20–25.
- Nishimatsu, Y., 1972. The Mechanics of Rock Cutting, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, 9, 261-270.
- Rostami, J., Ozdemir, L., Neil, D., 1994. Performance Prediction: The Key Issue in Mechanical Hard Rock Mining, *Mining Engineering*, 1263-1267.
- Roxborough, F.F. and Philips H.R., 1974. Experimental Studies on the Excavation of Rocks Using Picks, *Advances in Rock Mechanics*, Third ISRM Congress, Denver, 1407-1412.
- Tiryaki, B. and Dikmen, A., 2006. Effects of Rock Properties on Specific Cutting Energy in Linear Cutting of Sandstones by Picks, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 39, 89-120.
- Williams, J.L. and Hagan, P., 2014. An Assessment of the Correlation between the Strength and Cuttability of Rock, 14th Coal Operators' Conference, University of Wollongong, The Australasian Institute of Mining and Metallurgy & Mine Managers Association of Australia, 2014, 186-192.
- Yasar, S., 2013, An Investigation on Cuttability Characteristics of Some Rocks and Ores from Eastern Black Sea Region, Master Thesis, Karadeniz Technical University, Trabzon.
- Yasar, S., Capik, M., Yilmaz, A.O., 2015. Cuttability Assessment Using the Drilling Rate Index (DRI), *Bulletin of Engineering Geology and Environment*, 74, 4, 1349–1361.
- Yasar, S. and Yilmaz, A.O., 2017a. Vertical Rock Cutting Rig (VRCR) Suggested for Performance Prediction of Roadheaders. *International Journal of Mining, Reclamation and Environment*, DOI: 10.1080/17480930.2017.1363482.
- Yasar, S. and Yilmaz, A.O., 2017b. A Novel Mobile Testing Equipment for Rock Cuttability Assessment: Vertical Rock Cutting Rig (VRCR). *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 50, 4, 857-869.
- Yasar, S. and Yilmaz, A.O., 2017c. Rock Cutting Tests with a Simple-Shaped Chisel Pick to Provide Some Useful Data. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 50, 12, 3261-3269.
- Yasar, S., 2018. Development of Vertical Rock Cutting Rig for Rock Cuttability Assessment, Ph.D. Thesis, Karadeniz Technical University, Trabzon, Turkey.

Performance of a roadheader under harsh working environment

Zor çalışma ortamındaki bir kollu galeri açma makinesinin performansı

S. Yaşar

Karadeniz Technical University, Mining Engineering Department, Turkey

ÖZET: Kollu galeri açma makineleri madencilik, tünelticilik, kuyu açma ve su altı kazıları gibi birçok amaç için kullanılan çok esnek ve kullanışlı kazı makineleridir. Popülerleşen kullanımlarından dolayı, bu makineler ile ilgili çalışmalar son zamanlarda araştırmacıların ilgisini çekmektedir. Bu makinelerin performanslarının önceden kestirilebilmesi için günümüze kadar çeşitli yöntemler ve modeller önerilmiştir ki bu yöntemler, görgül yöntemler ve kaya kesme deneyleri olarak iki ana başlıkta toplanabilir. Ancak, kaya kesme deneyleri performans kestiriminde kullanılan en kesin yöntemler olarak değerlendirilmektedir. Bu çalışmada, bir kollu galeri açma makinesinin galeri kazısı yaptığı bir yeraltı linyit işletmesi ziyaret edilmiştir. Ziyaret sırasında kazı aynasından kaya numuneleri temin edilmiş ve bu numuneler üzerinde laboratuvarında kaya kesme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Bu deneyler neticesinde, bu makinenin kazı hızı kestirilmeye çalışılmıştır. Tahmin edilen kazı hızı ile vardiya raporlarından elde edilen kazı hızı kıyaslanmıştır. Yapılan kıyaslama sonucunda kollu galeri açma makinesinin beklenilenden daha düşük bir performansa sahip olduğu görülmüştür. Sonuç olarak, bu düşük performansın olası sebepleri irdelenmiştir.

ABSTRACT: Roadheaders are versatile excavation machines which are used for many purposes such as mining, tunnelling, shaft boring and underwater excavation etc. Due to the popularized usage, performance evaluation of these machines draws significant attention from researchers. Many methods and models have been proposed so far for performance estimation of these machines which may be sub-grouped as empirical models and rock cutting tests. Rock cutting tests are, however, regarded as the most sensitive tools for performance estimation. In this study, an underground lignite mine was visited where a roadheader was excavating a drivage. During this visit, rock samples were collected from the excavation face and rock cutting tests were performed on these samples in laboratory. As a result of these tests, cutting rate of the roadheader as estimated. Actual cutting rate obtained from shift reports and estimated cutting rate were compared. On the basis of this comparison, it has been seen that the roadheader showed a performance lower than expectations. Consequently, possible causes of this low performance were investigated.

1 INTRODUCTION

Roadheaders are used for many purposes including excavation of mine drivages, mineral extraction, excavation of short tunnels, underwater excavation, concrete recycling etc. Roadheaders were firstly developed in Central Europe to work in coal mines and they are being used for this purpose all around the world in nowadays. Roadheaders suggest certain superiorities over tunnel boring machines. In terms of economy, a roadheader is much cheaper than a TBM and roadheaders are manufactured faster than TBMs. A TBM can excavate only circular-shaped openings however, roadheaders can excavate openings of many profiles. Roadheaders are more versatile than TBMs in the means of modification for different

projects (Kwietnewski et al., 2011). However, similar with other mechanical excavation machines, roadheaders must be selected suitable to the relevant rock formation. Furthermore, performance of these machines should be estimated for better project economics and stability. Performance of mechanical excavators are affected from a number of parameters including machine parameters, geological-geotechnical parameters and operational parameters. When considering the performance of a machine, three parameters must be taken into account which are instantaneous cutting rate (ICR), machine utilization time (MUT) and tool consumption rate (TCR). Tool consumption determines the excavation method since abrasive rocks cannot be excavated by roadheaders. For an

instance, if the TCR exceeds 0.5 cutters/m³ roadheader excavation becomes impossible (Bilgin et al., 2014). MUT is the ratio of the expended time of the machine for cutting action and is another important aspect for mechanical excavation which determines, hardly, the project duration and it is affected from many operational and machine parameters. However, it is worth to state that one of the most important parameter determining the MUT is the support type used in tunnel or mining excavation. Kogelmann (1988) suggested a table to estimate a roadheader's MUT with regard to the support method used in the excavation and this classification is given in Table 1.

The other important performance parameter which draws attention of researchers is the ICR. Several methods have been proposed so far for the ICR estimation including rock cutting tests, empirical models, semi-theoretical models, in-situ cutting trials etc. Most reliable method among these is the rock cutting tests due to the accurate representation of field cutting conditions in laboratory (Rostami et al., 1996). Accurate estimation of ICR directly affects the project duration and it has to be estimated before project starts. An unexpected low performance may lead to economic consequences.

Table 1. Classification of MUT according to support type (Kogelmann, 1988).

Support type	MUT (%)
No support	60-80
Rock bolting	40-50
Shotcrete	40-50
Shotcrete and rock bolting	30-35
Steel sets	30-35
Steel sets with full lagging	20-25

This paper demonstrates the comparison of estimated and actual cutting rates of a roadheader working under harsh environment. An underground lignite mine was visited and rock samples from roadheader excavation face was collected along with the cutting rates of the machine. Rock cutting tests were applied on these collected samples with vertical rock cutting rig (VRCR) to predict the cutting rate of the roadheader in laboratory. It has been seen that machine's performance were below the expected level according to the results of cutting tests.

Possible explanations to the low performance were investigated.

2 CASE STUDY

An underground lignite mine was visited to collect samples from the roadheader excavation face. This underground lignite mine is located in the Aegean Region of Turkey. For excavation of the main drivage, a roadheader having a transverse cutting head was used and specifications of this machine is given in Table 2. Cutting head of the working roadheader was demonstrated in Figure 1. Slope of the drivage is -14° and cross-sectional area of drivage is 24.3 m². A considerable overburden pressure was present since the gallery was in the depth of approximately 800 m. A moderate sticking problem was being encountered as seen from the cutter head in Figure 1. Excavated formation during sampling works was volcanic sandstone and the rock face did not contain any visible discontinuities. Cutting rate of the roadheader was obtained from the shift reports for the relevant rock formation and block samples were collected. Any data for machine utilization or non-cutting operations were not recorded, since this work concentrated only on the cutting rates of roadheader. Samples acquired from the site were coated with stretch film to maintain the field moisture content for the experimental works in laboratory. Mechanical strength tests were conducted to characterize the collected samples. Furthermore, rock cutting tests were performed in laboratory to predict the performance of the machine. Uniaxial compressive strength of the volcanic sandstone was found as 12.34 MPa and indirect tensile strength of the rock was found as 1.33 MPa.

3 ROCK CUTTING TESTS

Vertical rock cutting rig (VRCR) was used for conducting the rock cutting tests. VRCR is a mobile rock cutting testing arrangement which was developed to work as an attachment to hydraulic bending test machines (Yasar and Yilmaz, 2017; Yasar, 2018). Block samples were used in the experimental campaign. However, due to the irregular geometrical structure of the sample, casting in concrete became vulnerable. Previous studies have shown that optimum cutting depth (d) starts from 9 mm (Bilgin et al., 2006; Yasar and

Yilmaz, 2017). Eventually, optimum cutting depth was selected as 9 mm for the volcanic sandstone.

Table 2. Machine specifications

Total weight	55 tons
Total power	357 kW
Cutter power	200 kW
Cutterhead type	Transverse
Cutting tools	Conical

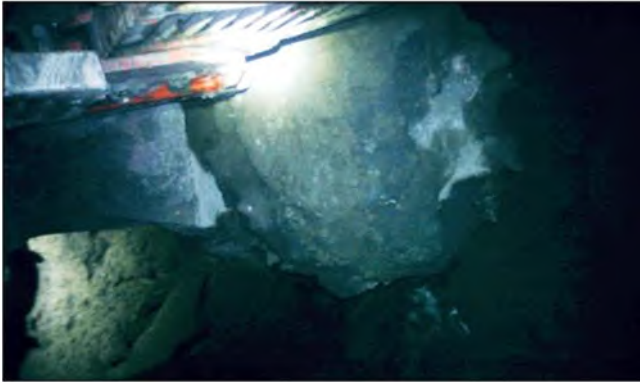


Figure 1. Roadheader cutterhead

Rock cutting tests were applied only in relieved cutting mode where cutting groove interacts with previous cutting groove. Optimum cutter spacing/cutting depth ratio was investigated with these relieved cutting tests. Relieved rock cutting tests and cutting conditions can be seen in Figure 2.

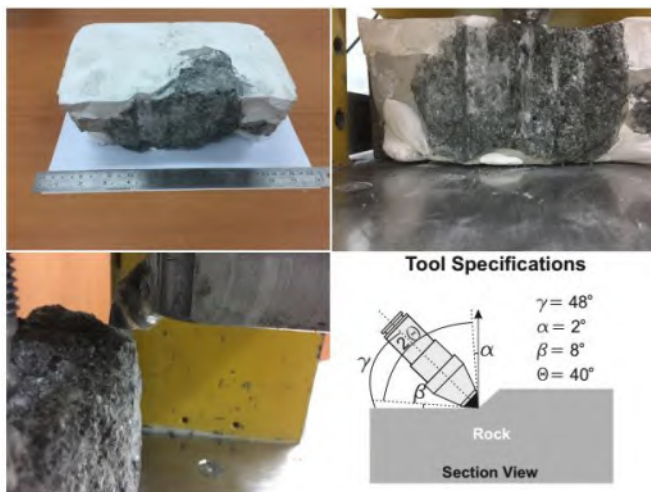


Figure 2. Tool specifications and rock cutting tests with conical pick

Relieved cutting tests were carried out with different tool spacing (s) values changing from 18

mm to 72 mm. Interaction between grooves diminished in the 72 mm of spacing and this point may be regarded as a single pick cutting point. Optimum specific energy was found in cutter spacing of 27 mm which corresponds to the s/d ratio of 3. This result is consistent with previous studies (Evans, 1972; Neil et al., 1994; Bilgin et al., 2006). Results of the relieved cutting tests are given in Table 3. Specific energy (SE) is the indicator of the rock cutting efficiency and found by the formula given below:

$$SE = \frac{FC}{Q} \quad (1)$$

where SE is the specific energy (MJ/m³), FC is the mean cutting force (kN) and Q is the yield (m³/km).

Optimum specific energy was found as 4.19 MJ/m³ as a result of relieved cutting tests. This value is suitable for evaluation of tunnels or galleries without a confining pressure. Since gallery in question experiences a high overburden pressure, optimum specific energy value is multiplied with 1.3 which is recommended by Bilgin et al. (2000). For performance prediction of the roadheader, model which was suggested by Rostami et al. (1994) was used as given below.

$$ICR = k \frac{P}{SE_{opt}} \quad (2)$$

where ICR is the instantaneous cutting rate (m³/km), P is the machine cutting power (P), SE_{opt} is the optimum specific energy found in a relieved cutting test (MJ/m³) and k is the energy transfer ratio which changes between 0.45 and 0.55 for roadheaders.

Table 3. Results of relieved rock cutting tests (Yasar and Yilmaz, 2017).

d (mm)	s (mm)	s/d	Q (m ³ /km)	SE (MJ/m ³)	SE (kWh/m ³)	FC (kN)
9	18	2	0.143	5.90	1.64	840.50
9	27	3	0.239	4.19	1.16	1003.36
9	36	4	0.220	4.48	1.24	984.74
9	72	8	0.160	5.79	1.47	924.10

Due to the utilization of a transverse machine in this excavation site, k value is accepted as 0.5. It is a well-known fact that transverse machines show better performance in similar conditions when compared with axial type machines (Schenk, 1982;

Gehring, 1989). Graphical illustration of performance prediction results and SE versus s/d graph is given in Figure 3.

It was seen from Figure 3 that actual ICR was overestimated approximately two times by rock cutting testing method. Several reasons may be listed for this overestimation and these will be highlighted in the discussions section.

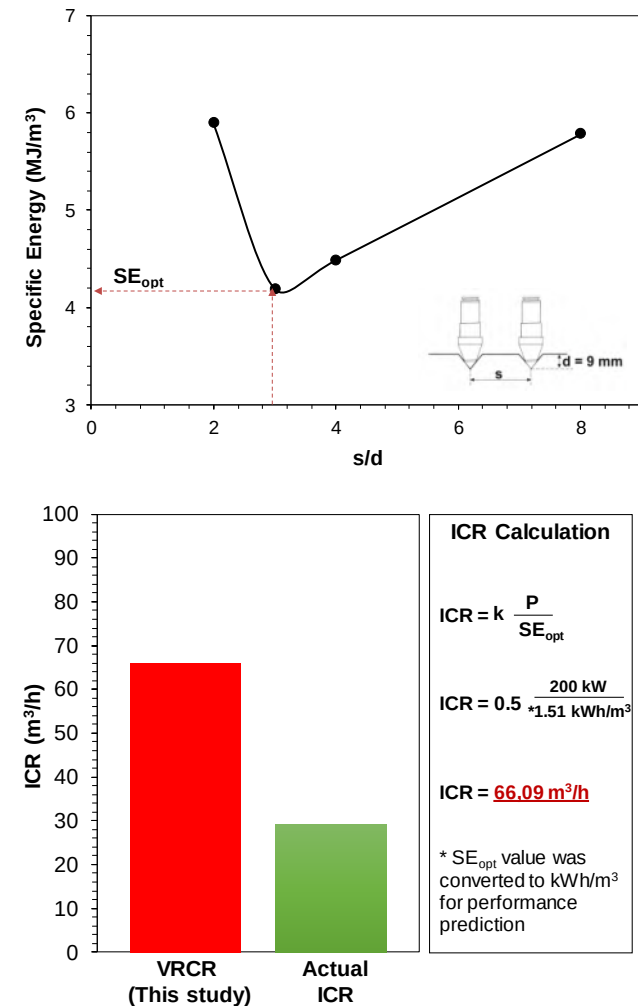


Figure 3. Variation of SE with s/d and illustration of ICR prediction

4 DISCUSSION OF RESULTS

According to the experimental results, roadheader showed a low performance when compared with the laboratory predicted value. Working conditions may be showed as reason to the low performance. As stated in the introduction section, inclination of the tunnel is -14° which is a very high angle for ergonomic working conditions. Roadheader excavation performance is affected from tunnel inclination adversely which was shown significantly by Bilgin et al. (2004). A tunnel excavated downward direction causes some

difficulties to collect the rock debris excavated from the tunnel face and it contributes to the low performance of the machine. In addition to these issues, sticky formation problem may be stated as another possible cause as seen in Figure 1. In thin section analyses, it had been seen that the volcanic sandstone sample's matrix was consisted of volcanic ash. Volcanic ash is known as its sticky structure when it is met with the water and this problem is seen in Figure 1, too. It has been shown that clay sticking problem lowers the performance of roadheaders (Bilgin et al., 2004). Finally, roadheader operator abilities might be affected from this harsh working environment and performance of a partial face machine such as roadheader highly depends upon the abilities of operators (Breeds and Conway, 1992). As a concluding remark, tunnel incline, mineralogical content, and operator ability might affect the roadheader performance.

Another point that should be underlined here is the performance prediction model used in this study. Several models have been proposed so far and rock cutting testing is regarded as the most accurate tool for this purpose, since it represents the field cutting conditions. It is a very powerful method due to the consideration of several interactions (See Eq. 2). P is the cutting power of the machine and it is directly related with the torque capacity of the machine. Torque capacity determines the machine's ability to indent to the rock, with more installed torque capacity machine may penetrate deeper into the rock which is directly related to the cutting force determined from laboratory cutting tests. So, it may be stated that the P parameter reflects the machine's ability to cut the rock. Secondly, k parameter reflects the machine-rock interaction and ranges between 0.45 and 0.55 for roadheaders. An assumption is made with the k parameter that transverse machines may transfer their cutting power to the rock more efficiently. Finally, SE_{opt} shows directly the tool-rock interaction where any other mechanical strength test represents this interaction (Fowell, 1993; Fowell et al., 1994). Performance prediction model is a very powerful tool based upon the aforementioned issues and can be accepted as the maximum values that a machine can reach. However, it should be also kept in mind that this prediction model is valid for massive or widely fractured rock formations and it must be normalized for jointed/highly fractured rock formations with considering the effects of joints and properties of rock mass (Yasar, 2018).

5 CONCLUDING REMARKS

This paper investigated the possible explanations to the low performance of a roadheader working in harsh working environment. An underground lignite mine was visited, and rock samples were collected from the roadheader excavation face. Additionally, cutting rate of this machine was obtained from shift reports. Collected rock samples were subjected to rock cutting tests in relieved cutting conditions to find the optimum specific energy. This specific energy was used in a performance prediction model as direct input parameter and cutting rate of the roadheader was calculated. It has been seen that machine showed low performance in this formation. Possible causes to this low performance were listed as high inclination angle, volcanic ash content which causes sticking problem and operator ability. Finally, it was concluded that cutting rate predicted with model in this study may be attributed as a maximum value for a selected machine and superiorities of this model were discussed as well.

REFERENCES

- Bilgin, N., Tunçdemir, H., Balci, C., Copur, H. Eşikaya, Ş., 2000. A model to predict the performance of tunneling machines under stressed conditions, AITES-ITA World Tunnel Congress, Johannesburg, 47-53.
- Bilgin, N., Dincer, T., Copur, H., Erdogan, M., 2004. Some geological and geotechnical factors affecting the performance of a roadheader in an inclined tunnel, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 19, 629–636.
- Bilgin, N., Demircin, M.A., Copur, H., Balci, C., Tunçdemir, H., Akcin, 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.
- Bilgin, N., Copur, H., Balci, C., 2014. *Mechanical excavation in mining and civil industries*, CRC Press, 366 s.
- Breeds, C.D. and Conway, J.J., 1992. *Rapid Excavation*, SME Mining Engineering Handbook, H.L. Hartman, Ed., Society for Mining, Metallurgy, and Exploration, 1871-1907.
- Evans, I., 1972. Line spacing of picks for efficient cutting, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, 9, 355-359.
- Fowell, R.J., 1993. The mechanics of rock cutting, *Comprehensive Rock Engineering*, J.A. Hudson, vol 4. Pergamon, Oxford, 155–176.
- Fowell, R.J., Richardson, G., Gollick, M.J., 1994. Rock cutting with roadheaders, *Tunnelling*, 785-796.
- Gehring, K.H., 1989. A Cutting Comparison, *Tunnels and Tunnelling*, 27–30.
- Kogelmann, W.J., 1988. Roadheader application and selection criteria, Alpine Equipment Corp., State College, PA.
- Kwiatkowski, D., Henn, R., Brierley, G., 2011. Versatility of roadheaders in tunnel construction, *Tunneling & Underground Construction*, 5, 2, 17-21.
- Neil, D.M., Rostami, J., Odemir, L., Gertsch, R., 1994. Production estimating techniques for underground mining using roadheaders. SME Annual Meeting, Albuquerque, New Mexico, Feb. 20–25.
- Restner, U. ve Gehring, K.H., 2002. Quantification of rock mass influence on cuttability with roadheaders. TUR 2002, University of Mining and Metallurgy, Kraków-Krynica, Poland, 53-68.
- Rostami, J., Ozdemir, L., Neil, D., 1994. Performance prediction: the key issue in mechanical hard rock mining, *Mining Engineering*, 1263-1267.
- Rostami, J., Ozdemir, L., Nilsen, B., 1996. Comparison between CMS and NTH hard rock TBM performance prediction models, Annual Technical Meeting of the Institute of Shaft Drilling and Technology (ISDT). p. 1–11.
- Schenck, G.H.K., 1982. Boom type miners and roadheaders, *Underground Mining Methods Handbook*, W.A. Hustralid, Ed., 1160-1168.
- Yasar, S. and Yilmaz, A.O., 2017. Vertical rock cutting rig (VRCR) suggested for performance prediction of roadheaders. *International Journal of Mining, Reclamation and Environment*, DOI: 10.1080/17480930.2017.1363482.
- Yasar, S., 2018. Development of vertical rock cutting rig for rock cuttability assessment, Ph.D. Thesis, Karadeniz Technical University, Trabzon, Turkey.

Kayadan Oyma Yapıların Kazısında Kollu Galerî Açma Makinelerinin Kazı Performansının Analizi ve Önceki Modellerle Karşılaştırılması

Analyzing the Roadheader Excavation Performance in the Excavation of Rock-Cut Structures and a Comparison with Previous Models

R. Çomaklı

Maden Mühendisliği Bölümü, Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi, Niğde

ÖZET: Kayadan oyma yapılar (KOY) kolay kazılabilen kayalarda genellikle restaurant, otel veya soğuk hava deposu olarak tasarlanan yer altı açıklıklarıdır. Bu yapılar Kapadokya bölgesinde çok sayıda bulunmakta ve kazılarında genellikle kollu galerî açma makineleri (KGAM) kullanılmaktadır. KOY kazılarında KGAM kullanımı madencilik ve tünel projelerinden farklı özellikler gösterebilmektedir, örneğin KOY kazılarında su kullanılmamaktadır. Bu nedenlerden dolayı KOY kazısında kullanılan KGAM' nin kazı performansı önceki modellerden hesaplanan değerlerden farklılık gösterebilir. Bu çalışmada, 4 farklı soğuk hava deposu kazısında KGAM kazı performansı analiz edilmiştir. KGAM kazı performansı ve kesici uç tüketim değerleri detaylı olarak kaydedilmiş ve her bir proje için anlık kazı hızı değeri hesaplanmıştır. Daha sonra önceki modeller kullanılarak KGAM anlık kazı hızı ve kesici uç tüketim değerleri hesaplanmış ve arazi verileriyle karşılaştırılmıştır.

ABSTRACT: Rock-cut structures (RCS) are underground openings that are excavated in low-strength rocks and generally designed as restaurants, hotels or cold storage. There are a large number of these underground structures in Cappadocia region and in generally, roadheaders are used in their excavations. The use of roadheaders for the excavation of RCSs may show different characteristics in mining and tunneling projects, e.g. water is not used in RCS excavations. For this reasons, the performance of a roadheader used in a RCS excavation may differ from the estimated performance calculated in the previous models. In this study, the performances of a roadheader were analyzed in four different RCSs excavation. The excavation performance and cutter consumption rate of the roadheader were recorded in detail and the instantaneous cutting rates (ICR) of the machines were determined for each project. Roadheader performance and cutter consumption rates for RCS excavation were calculated using the previous models and these values were compared with the field data.

1 GİRİŞ

Kollu galerî açma makineleri (KGAM) genel olarak madencilik ve inşaat sektöründe sıklıkla kullanılmaktadır. Madencilik faaliyetlerinde üretim ve galerî açmada; inşaat alanında ise daha çok tünel kazı işlerinde kullanılan KGAM' ler ayrıca kayadan oyma yapılar gibi farklı yeraltı açıklıklarının kazısında da kullanılabilmektedir. Maden ve tünel kazı faaliyetlerinde daha fazla kullanılıyor olması sebebiyle KGAM' ler üzerine yapılan çalışmalar daha çok bu alanlar ile ilgili olmuştur.

Breitrick (1998) yaptığı çalışmada altın üretimi için KGAM kullanımının klasik delme patlatma yöntemine kıyasla üretimi % 15 artıracığını

bildirmiştir. Ülkemizde bulunan farklı kromit cevherleri üzerinde kaya kesme deneyleri yapılarak belirli bir KGAM için yapılan performans tahminleri sonucunda, araştırmacılar KGAM kullanımının cevher üretimini 3 kata kadar artıracığını bildirmişlerdir (Bilgin vd., 2005, Tuncdemir vd., 2003). Tunçdemir (2002) farklı metalik cevherlerin kazısı için yaptığı çalışmada KGAM kullanımının üretim hızını 2 – 3 kat artıracığını bildirmiştir. Benzer şekilde Çomaklı vd., (2014) yaptıkları çalışmada Niğde ve Kayseri bölgesinde bulunan sekiz farklı demir, krom ve kurşun cevherinin kazısında KGAM kullanımını araştırmışlardır. Bu araştırma sonucunda cevher kazısında KGAM kullanımının ekonomik olabileceği bildirilmiştir (Çomaklı, 2011). Kömür madenlerinde özellikle hazırlık galerisi kazılarında

KGAM kullanımı, performans analizi ve performans tahmin modeli geliştirilmesi üzerine yapılan birçok çalışma bulunmaktadır (Akkaş 2010, Kahraman 2012, Varlıbaş 2014, Ersoy 2014, Aloğlu 2016). Kahraman & Kahraman (2016) Çayırhan bölgesinde kullanılan KGAM' lerin performansları ile kayaç özellikleri arasındaki ilişkiyi araştırmış ve sonuç olarak kayaçların nokta yük ve ağırlıkça su emme yüzdeleri ile KGAM kazı hızı arasında anlamlı bir ilişki elde etmişlerdir. Yine aynı bölgede yapılan farklı bir çalışmada KGAM kazı hızı ile iğne penetrasyon indeksi değeri arasında yüksek korelasyon katsayısına sahip bir ilişki bulunmuştur (Aloğlu, 2016). Çopur vd., (1997, 1998) madencilik ve tünel kazılarında kullanılan farklı KGAM' lerin performanslarını analiz ederek yeni bir performans tahmin modeli geliştirmişlerdir.

Bilgin vd., (1988, 1990, 1997) tarafından yapılan çalışmalar kapsamında tünel kazılarında kullanılan KGAM' lerin performansları analiz edilmiş ve kaya kütle özelliklerinin KGAM performansında etkili olduğu belirtilmiştir. Hereke tüneli kazısında kullanılan KGAM kazı performansı Bilgin vd., (2004) tarafından analiz edilmiş ve tünel eğiminin makine performansını olumsuz etkilediği rapor edilmiştir. Bunun yanında tünel kazısında kullanılan KGAM' ler ile hidrolik kırıcıların kazı performanslarını karşılaştıran bazı çalışmalar yapılmıştır (Ocak 2008, Ocak vd., 2007, Ocak & Bilgin 2010). Bu çalışmalar sonucunda KGAM' lerin hidrolik kırıcılara oranla kazı performansının daha yüksek olduğu ancak tünel içerisinde hareket kabiliyetlerinin sınırlı olması ve kesici uç tüketimi fazla olmasının bu makineler için dezavantaj oluşturduğu belirtilmiştir.

Literatürde bulunan önceki çalışmalar incelendiğinde araştırmaların özellikle madencilik ve tünel kazılarında kullanılan KGAM' lerin performansları üzerinde yoğunlaştığı görülmektedir. Bu bakımdan kayadan oyma yapılar (KOY) gibi yeraltı açıklıklarının kazısında kullanılan KGAM' lerin performanslarının analiz edilmesi ve değerlendirilmesi de önemlidir. Yapılan bu çalışmada KOY kazısında kullanılan KGAM' lerin performansları analiz edilerek tünel ve madencilik kazılarından farklılıkları incelenmiştir.

2 ÇALIŞMA SAHASI

Bu çalışma kapsamında Kapadokya bölgesinde Niğde ve Nevşehir il sınırlarında bulunan ve soğuk hava deposu olarak tasarlanan dört farklı KOY kazısı için KGAM kazı performansı analiz edilmiştir (Şek. 1). Kapadokya bölgesi genel olarak Kapadokya Volkanik Sahasında bulunan Neojen - Kuvaterner volkanik kayalardan oluşmaktadır (Toprak vd., 1994). Nevşehir il sınırları içerisinde bulunan KOY' ler Kavak ve Zelve bölgelerinde yer almaktadır. Bu bölgeler Ürgüp formasyonu içerisinde yer alan piroklastik kayalardan oluşmaktadır. Renkleri pembe veya beyaza yakın özellik gösteren bu ignimbiritlerin (tuf) kalınlığı 10 – 150 metre arasında değişmektedir (Innocenti vd., 1975, Toprak vd., 1992).

Niğde bölgesinde incelenen KOY' ler ise il merkezine 15 km uzaklıkta bulunan Aktaş kasabasında yer almaktadırlar. Kapadokya volkanik sahası içerisinde bulunan bu bölgedeki kayaç yapısı Kızılkaya ignimbiritleri olarak adlandırılmakta olup kalınlıkları 13 – 15 metre arasında değişmektedir (Mues-Schumacher & Schumacher 1996, Korkanç vd., 2015).



Şekil 1. KOY kazılarının yapıldığı çalışma alanı.

İncelenen KOY projeleri soğuk hava deposu olarak tasarlanmıştır. Tasarlanan depolar genel olarak bir ana galeri ve bu galerinin her iki tarafında açılan birçok odadan oluşmaktadır. Ana galeri uzunluğu 106 – 146 metre arasında değişmekte olup 6,5 metre genişliğe ve 6,5 metre yüksekliğe sahiptir (Şek. 2).

Odaların genişlik ve yükseklikleri ise 6 metre iken boyları ortalama 25 metre olacak şekilde kazılmaktadır. Depolanacak malzemeler bu odalarda muhafaza edilmektedir.



Şekil 2. KGAM tarafından kazısı yapılan KOY.

3 LABORATUVAR ÇALIŞMALARI

3.1 Fiziksel ve mekanik testler

KOY kazılarının yapıldığı proje sahalarından alınan blok numuneler laboratuvar ortamına getirilmiş ve numune hazırlama işlemlerinden sonra kayaçların fiziksel ve mekanik özellikleri belirlenmiştir. Bu kapsamda kayaçların yoğunluk, tek eksenli basınç ve dolaylı (Brazilian) çekme dayanımı ve Schmidt sertlik değerleri belirlenmiştir.

Karot numunelerin kullanıldığı deneysel çalışmalar ISRM (2007) standartlarına uygun olarak yapılmıştır. KOY kazılarının yapıldığı formasyonların dayanımı düşük tüflerden oluşmasından dolayı deneylerde mümkün oldukça fazla numune kullanılmış ve her bir deney yöntemi için elde edilen değerlerin ortalaması alınarak o kayaç için deney sonucu olarak kaydedilmiştir. Her bir deney için elde edilen ortalama değerler Tablo 1’ de verilmiştir.

2.2 Cerchar aşınma indeksi (CAI)

ISRM standartlarına uygun olarak yapılan bu deneyde, taze kırılmış düzgün olmayan numuneler kullanılmıştır (Alber vd., 2014). Deneyde çekme dayanımı 2000 N/mm², uçları 90° konik şekilli uçlar, Cerchar deney aletine yerleştirildikten sonra, 70 N’ lik dikey bir kuvvet altında düzgün olmayan numune yüzeyinde 1 cm’ lik kazıma yapılmıştır. Daha sonra, uçlar çıkarılarak mikroskop altında,

uçlarında meydana gelen aşınma miktarı ölçülmüştür. Deneyde her bir kayaç için 10 farklı numune kullanılmış olup okunan değerlerin ortalaması alınarak CAI değeri olarak kaydedilmiştir. Kayaçların CAI değerleri Tablo 1’ de verilmiştir.

Tablo 1. Laboratuvar deney sonuçları.

Proje İsmi	γ (gr/cm ³)	σ_c (MPa)	σ_t (MPa)	SHRH	CAI
Kavak	1.23 ± 0.22	5.4 ± 0.3	0.34 ± 0.04	20.8 ± 0.18	1.09 ± 0.17
Aktaş - 1	1.29 ± 0.12	4.7 ± 0.7	0.37 ± 0.08	22.6 ± 0.31	1.22 ± 0.12
Kayhan	1.46 ± 0.07	2.8 ± 0.3	0.18 ± 0.04	15.6 ± 0.17	1.19 ± 0.11
Aktaş - 2	1.37 ± 0.11	6.4 ± 0.4	0.46 ± 0.05	22.4 ± 0.14	1.29 ± 0.16

γ : Yoğunluk, σ_c : Tek eksenli basınç dayanımı, σ_t : Dolaylı (Brazilian) çekme dayanımı, SHRH: Schmidt sertlik değeri, CAI: Cerchar aşınma indeks değeri.

4 KGAM KAZI PERFORMANSI

Yapılan bu çalışma kapsamında 4 farklı KOY kazısında KGAM performansı (net kazı hızı, kesici uç tüketimi gibi) incelenmiş olup, bu kazılar bir adet KGAM tarafından farklı zamanlarda yapılmıştır. Kullanılan KGAM’ ye ait teknik özellikler Tablo 2’ de verilmiştir.

Tablo 2. KOY kazılarında kullanılan KGAM teknik özellikleri.

Özellikler	
Model	PAURAT E 196
Ağırlık (t)	75
Kesici kafa tipi	Eksenel
Kazı gücü (kW)	200
Kesici kafa çapı (cm)	130
Keski tipi	Konik
Keski sayısı	64

4.1 KGAM arazi kazı performansı

4 farklı soğuk hava deposu kazısında KGAM kazı performansı değerleri bir hafta boyunca kayıt altına alınmıştır. Kaydedilen bu değerler kullanılarak her bir proje sahası için ortalama KGAM günlük ilerleme oranı, makine kullanım oranı, net kazı hızı, anlık kazı hızı değerleri ve kesici uç tüketim miktarı hesaplanmıştır. Hesaplanan bu değerler Tablo 3’ te verilmiştir. Anlık kazı hızı değeri kazılan galerinin kesit alanına ve KGAM ilerleme oranına göre hesaplanmıştır.

Tablo 3. Ortalama KGAM arazi kazı performans değerleri.

	MKO (%)	NKH (m ³ /hafta)	GİO (m/gün)	AKH (m ³ /saat)	KUT (keski/m ³)
Kavak	43,3	1677	7,76	45,82	0,066
Aktaş-1	39,3	1468	6,80	44,48	0,071
Kayhan	47,1	1982	9,18	50,82	0,079
Aktaş-2	41,6	1647	7,63	48,16	0,075

MKO; Makine kullanım oranı, NKH; Net kazı hızı, GİO; Günlük ilerleme oranı, AKH; Anlık kazı hızı, KUT; Kesici uç tüketimi.

4.2 KGAM kazı performans tahmini

Farklı araştırmacılar tarafından önerilen ampirik performans tahmin modelleri kullanılarak bu çalışmada incelenen KGAM için performans tahmini yapılmıştır. Kayaçların tek eksenli basınç dayanımı değerine bağlı olarak geliştirilen birçok ampirik model bulunmaktadır. Gehring (1989) kayaçların tek eksenli basınç dayanımlarına bağlı olarak eksenel tip KGAM' ler için Eşitlik (1)' i önermiştir. Benzer şekilde yine kayaçların tek eksenli basınç dayanımı değerine bağlı olarak Tumaç vd., (2007) tarafından Eşitlik (2) önerilmiştir.

$$ICR = 1719 / UCS^{1.13} \quad (1)$$

$$ICR = 109.25 \times UCS^{-0.72} \quad (2)$$

Burada; ICR; KGAM anlık kazı hızı (m³/s), UCS; kayacın tek eksenli basınç dayanımı (MPa).

Bilgin vd., (1990) kayaçların tek eksenli basınç dayanımlarının yanında kazılacak formasyona ait RQD (kaya kütle kalite göstergesi) değerini de kullanarak Eşitlik (3) ve (4)' i önermişlerdir.

$$ICR = 0.28 \times P \times 0.974^{RMCI} \quad (3)$$

$$RMCI = UCS \times (RQD / 100)^{2/3} \quad (4)$$

Burada; ICR; KGAM anlık kazı hızı (m³/s), P; KGAM kesici kafa gücü (HP), RMCI; kaya kütle kazılabilirlik indeksi, UCS; kayacın tek eksenli basınç dayanımı (MPa) ve RQD; kaya kütle kalite göstergesi (%).

KGAM performans tahmini için geliştirilen modellerin bazılarında ise kayaç ve kaya kütle özellikleri ile birlikte KGAM teknik özellikleri de kullanılmıştır (Balcı 2004, Çopur vd., 1997, 1998). Balcı vd., (2004) tarafından eksenel tip KGAM' ler için geliştirilen modelde sadece kesici kafa gücü kullanılmıştır (Eşitlik 5). Çopur vd., (1997, 1998)

tarafından önerilen model de ise kesici kafa gücü ve KGAM ağırlığının kazı performansında etkili olduğu bildirilmiştir. Önerilen bu model transfer tip KGAM' ler için olduğundan bu çalışmada kullanılmamıştır.

$$ICR = k \times (P / 0.41 \times UCS^{0.67}) \quad (5)$$

Burada; ICR; KGAM anlık kazı hızı (m³/s), P; KGAM kesici kafa gücü (kW), UCS; kayacın tek eksenli basınç dayanımı (MPa), k; enerji transfer oranı (eksenel tip için 0,45 alınmaktadır).

Bu çalışma kapsamında incelenen ve KOY kazılarında arazi verileri elde edilen 200 kW kesici kafa gücüne sahip eksenel tip KGAM, için dört farklı ampirik modele göre kazı performansı değerleri hesaplanmıştır. Her bir KOY için ayrı olarak yapılan hesaplamalarda RQD değeri 50 olarak alınmıştır. Hesaplanan teorik anlık kazı hızı değerleri Tablo 4' te verilmiştir.

Tablo 4. Önceki modeller kullanılarak hesaplanan KGAM anlık kazı hızı değerleri (m³/saat)

	Gehring vd. (1989)	Bilgin vd. (1990)	Balcı vd. (2004)	Tumaç vd. (2007)
Kavak	225,96	68,63	71,09	32,53
Aktaş-1	266,44	69,47	78,39	36,13
Kayhan	464,72	71,58	109,02	51,50
Aktaş-2	187,03	67,52	63,55	28,84

4.3 KGAM kesici uç tüketimi tahmini

Mekanize kazı yöntemlerinin uygulamasında kısıtlayıcı faktörlerden birisi de kesici uç tüketim oranıdır. Kesici uç tüketim oranının önceden tahmini doğru makine seçimi ve maliyet hesabı için oldukça önemlidir.

KGAM' lerin kesici uç tüketiminin tahmini için de araştırmacılar tarafından farklı modeller geliştirilmiştir (Johnson & Fowell 1986, Özdemir 1998, Copur vd., 1997, 1998). Johnson & Fowell (1986) ve Özdemir (1998) önerdikleri modelde kayaçların Cerchar aşınma indeks değerini kullanmışlardır (Eşitlik 6 – 7).

$$CC = 0.125CAI - 0.07 \quad (6)$$

$$CCI = K_1 \cdot K_2 \cdot (CAI / 4) \quad (7)$$

Burada; CC; kesici uç tüketimi (keski/m³), CAI; Cerchar aşınma indeks değeri, K₁; kesici kafa dönüş hızına bağlı olarak değişen katsayı (1-1,2 arasında değişmektedir), K₂; su püskürtme

durumuna bağı olarak 1-0.85 arasında değişen katsayı (su kullanımında 0.85 alınabilir).

Çopur vd., (1997, 1998) tarafından önerilen modelde ise Cerchar aşınma indeks değeri ile birlikte kesici kafa gücü ve çapı ile KGAM ağırlığı da hesaplama dâhil edilmiştir (Eşitlik 8 – 9).

$$BCR = 897.06(CCI)^2 + 6.1769(CCI) \quad (8)$$

$$CCI = UCS / (P.W.CHD) \quad (9)$$

Burada; BCR; keski tüketim oranı (keski/m³), CCI; KGAM keski tüketim indeksi (MPa/(kW×ton×m)), UCS; kayaç tek eksenli basınç dayanımı (MPa), P; kesici kafa gücü (kW), CHD; kesici kafa çapı (m), W; KGAM ağırlığı (ton).

3 farklı model kullanılarak yapılan KGAM kesici uç tüketimi hesaplamaları Tablo 5’ te verilmiştir.

Tablo 5. Önceki modeller kullanılarak hesaplanan KGAM kesici uç tüketimi değerleri (keski/m³)

Proje Adı	Johnson & Fowell (1986)	Özdemir vd. (1998)	Çopur vd. (1997,1998)
Kavak	0.066	0.273	0.002
Aktaş-1	0.083	0.305	0.002
Kayhan	0.079	0.298	0.001
Aktaş-2	0.091	0.323	0.002

5 BULGULAR VE TARTIŞMA

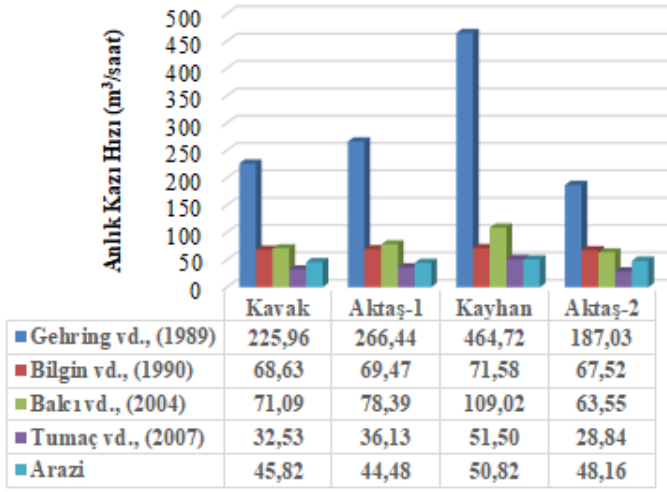
Dört farklı KOY kazısında KGAM arazi kazı performansı hesaplandıktan sonra, kazılan formasyonların fiziksel mekanik özelliklerine bağı olarak KGAM kazı performansı ampirik olarak hesaplanmıştır. Ampirik hesaplamalarda farklı araştırmacılar tarafından önerilen dört farklı yaklaşım kullanılmıştır (Gehring 1989, Tumaç vd., 2007, Bilgin vd., 1990, Balcı vd., 2004). Şekil 3’ te verilen grafikte arazi performans değerleri ve ampirik modellerden tahmin edilen KGAM anlık kazı hızı değerler toplu olarak gösterilmiştir.

Şekil 3’ te görüldüğü gibi Gehring vd., (1989) tarafından önerilen modelden elde edilen sonuçlar diğerlerinden oldukça farklıdır. Bu bakımdan bu modelin KOY kazılarında kullanımının uygun olmayacağı söylenebilir. İncelenen dört farklı KOY kazısına bakıldığında KGAM anlık kazı hızı değerinin yaklaşık 45 – 50 m³/saat aralığında olduğu görülmektedir. Bu anlık kazı hızı değerine göre bakıldığında Kayhan projesi haricindeki projelerde Tumaç vd., (2007) tarafından önerilen modelden elde edilen değerlerin daha düşük

sonuçlar verdiği görülmektedir. Bu model geliştirilirken KGAM kazı performansının incelendiği kayaçların UCS değerlerinin KOY kazılarında karşılaşılan ve bu çalışmada incelenen kayaçlara oranla oldukça fazla olması bu sonuçların çıkmasında etkilidir.

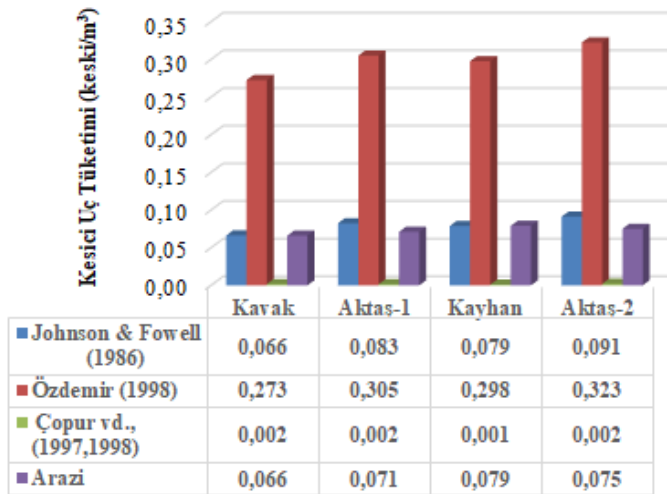
Balcı vd., (2004) ve Bilgin vd., (1990) modellerinden elde edilen sonuçlara bakıldığında ise arazi anlık kazı hızı değerlerinden yüksek oldukları görülmektedir. KOY kazılarında kazılan tüflerin UCS değerleri göz önüne alındığında arazi anlık kazı hızı değerinin önerilen bu iki modele daha yakın değerlerde çıkması beklenebilir. Ancak, KOY kazıları sırasında makine kullanım süresinin yaklaşık % 43’ lerce olduğu gözlemlenmiştir. Anlık kazı miktarı ile makine kullanım süresi arasında da doğru orantılı bir ilişki vardır (Bilgin vd., 2004). Bu bakımdan KOY kazıları sırasında kazı güzergâhının sapmaması için yapılan ölçümlere ve köşelerin kazılması ve düzeltilmesi işlemlerine harcanan süreler oldukça fazla olduğundan kazı için daha fazla süre ayrılmamakta bu durumda anlık/net kazı hızını düşürmektedir. Ayrıca KOY kazılarında tahkimat işlemi yapılmamasına rağmen çatlaklardan kaynaklanan sorunların yoğun yaşandığı bölgelerde KGAM bekletilmekte ve dolayısıyla makine kullanım oranı düşmektedir. Bu durum da yine günlük ilerleme miktarını dolayısıyla anlık/net kazı hızını düşürmektedir. Bu bakımdan KOY kazılarında diğer işlere ayrılan süreler kısaltılabilirse kazı hızının artacağı kesindir.

Bunun yanında KOY kazıları sırasında su kullanılmadığı için toz problemi çok fazla olmakta ve operatör kazma işlemine ara verebilmektedir. Bu durumda yine net kazı hızını olumsuz etkilemektedir. Kazı esnasında su kullanılması da düşük dayanıma sahip tüflerin dayanımını daha da düşürebilecek ve formasyonu kendini tutamaz hale getirebilecektir. Ayrıca kullanılan suyun dışarı atılması da bu formasyonlarda oldukça zor ve maliyetli olacaktır. Bu yüzden firmalar kazı hızını düşürerek tozu kontrol etmeye çalışmaktadırlar.



Şekil 3. KGAM kazı performanslarının gösterimi

KOY kazıları için KGAM kesici uç tüketimi tahmini için geliştirilen modeller ve arazi değerlerinin birlikte gösterimi ise Şekil 4' te verilmiştir. İlgili şekilde görüldüğü gibi arazi değerlerine en yakın sonuçlar Johnson & Fowell (1986) tarafından önerilen modelden elde edilmiştir. Özdemir (1998) tarafından önerilen modelden elde edilen sonuçlar çok yüksek değerler verirken Çopur vd., (1997,1998) tarafından önerilen model sonuçları arazi değerlerinden çok az sonuçlar vermiştir.



Şekil 4. KGAM kazı performanslarının gösterimi

6 SONUÇLAR

KOY kazılarında kullanılan KGAM' lerin kazı performansları analiz edilerek; arazi sonuçları ile önceki kazı performansı ve kesici uç tüketim tahmin modellerinden elde edilen değerler karşılaştırmıştır. KGAM anlık kazı hızı değerinin tahmini için geliştirilen önceki ampirik modeller madencilik ve tünel kazılarında kullanılan KGAM' lerin kazı performansları analiz edilerek geliştirildiği için bu çalışmada ele edilen arazi değerlerine çok yakın sonuçlar vermemiştir. Bu

durum KOY kazılarında KGAM kullanımının tünel ve madencilik faaliyetlerindeki kullanımından farklılık göstermesiyle açıklanabilir. Ayrıca formasyonun çok düşük dayanıma sahip tüflerden oluşması da yine önceki modellerin KOY projeleri için kullanımının uygun olmamasına sebeptir. Önceki modellerden elde edilen sonuçlara bakıldığında KOY kazısında yapılan diğer işlemlerin (ölçüm, hassas kazı gibi) süresinin kısaltılmasıyla kazı veriminin artabileceği de görülmektedir.

Bunun yanında yapılan bu çalışmada kayaçların fiziksel ve mekanik özelliklerine bağlı olarak geliştirilen modeller kullanılmıştır. Mekanize kazıcıların performans tahmininde daha doğru sonuçlar veren kaya kesme deneyleri yapılarak ta KOY kazıları için KGAM kazı performans tahminlerinin yapılması daha doğru sonuçlar verebilecektir.

Kesici uç tüketimi tahmininin de ise Johnson & Fowell (1986) tarafından önerilen modelin KOY kazılarında kullanılan KGAM' ler için uygun olduğu söylenebilir.

KAYNAKLAR

- Akkaş, E., 2010. Gelik İşletmesi'nde kullanılan kollu galeri açma makinasının performansına etki eden etkenlerin araştırılması. Yüksek Lisans Tezi, Zonguldak Karaelmas Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Zonguldak, 96 s.
- Aloğlu, A. S., 2016. Kollu galeri açma makinelerinin performansının iğne penetrasyon indeksinden tahmin edilebilirliğinin araştırılması. Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Ankara, 97 s.
- Alber, M., Yaralı, O., Dahl, F., Bruland, A., Kasling, H., Michalakopoulos, T.N., Cardu, M., Hagan, P., Aydın, H., Ozarslan, A., 2014. ISRM suggested method for determining the abrasivity of rock by the cerchar abrasivity test. Rock Mechanics and Rock Engineering 47, 261–266. doi:10.1007/s00603-013-0518-0
- Balci, C., Demircin, M.A., Copur, H., Tuncdemir, H., 2004. Estimation of optimum specific energy based on rock properties for assessment of roadheader performance. Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy 104, 633–641.
- Bilgin, N., Seyrek, T., Shahriar, K., 1988. Golden horn clean-up contributes valuable data. Tunnels and Tunnelling International 20, 41–44.
- Bilgin, N., Seyrek, T., Erding, E., Shahriar, K., 1990. Roadheaders glean valuable tips for Istanbul Metro. Tunnels and Tunnelling International 22, 29–32.
- Bilgin, N., Kuzu, C., Eskikaya, S., 1997. Cutting performance of rock hammers and roadheaders in Istanbul Metro drivages, in: Word Tunnel Congress'97, Tunnels for People. Taylor & Francis Group Balkema, pp. 455–460.

- Bilgin, N., Dincer, T., Copur, H., Erdogan, M., 2004. Some geological and geotechnical factors affecting the performance of a roadheader in an inclined tunnel. *Tunnelling and Underground Space Technology* 19, 629–636. doi:10.1016/j.tust.2004.04.004
- Bilgin, N., Copur, H., Balci, C., Tuncdemir, H., Tumac, D., Feridunoglu, C., 2005. Selection of a mechanical mining system for an underground chromite mine, in: *Int. Symp. Mine Plann. Equip. Selection. Banff Alberta Canada*, pp. 120–144.
- Breitrack, M.E., 1998. Using a roadheader for underground gold mining. *Mining Engineering* 43–46.
- Çomaklı, R., 2010. Niğde ve Kayseri yöresindeki cevherlerin makine ile kazılabilirliği. Yüksek Lisans Tezi, Niğde Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Niğde, 113 s.
- Çomaklı, R., Kahraman, S., Balci, C., 2014. Performance prediction of roadheaders in metallic ore excavation. *Tunnelling and Underground Space Technology* 40. doi:10.1016/j.tust.2013.09.009
- Çopur, H., Ozdemir, L., Rostami, J., 1998. Roadheader applications in mining and tunneling. *Mining Engineering*.
- Çopur, H., Rostami, J., Ozdemir, L., Bilgin, N., 1997. Studies on performance prediction of roadheaders, in: *Proceedings of the 4th International Symposium on Mine Mechanization and Automation. Brisbane, Queensland, Australia*, p. 4A1–4A7.
- Ersoy, C., 2014. Kollu galeri açma makinelerinin seçim kriterleri ve Amasra havzasına uygulanması, Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, İstanbul, 135 s.
- Gehring, K.H., 1989. A cutting comparison. *Tunnels Tunnell.* 27–30
- Innocenti, F., Mazzuoli, R., Pasquare, G., Radicati Di Brozolo, F., Villari, L., 1975. The Neogene calcalkaline volcanism of Central Anatolia: geochronological data on Kayseri—Niğde area. *Geological Magazine* 112, 349. doi:10.1017/S0016756800046744
- ISRM, 2007. In: Ulusay, R., Hudson, J.A. (Eds.) *The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974–2006*. Ankara, Turkey.
- Johnson, S.T., Fowell, R.J., 1986. Compressive strength is not enough: Assessing pick wear rates for drag tool equipped machines, in: Hartman, H.L. (Ed.), *27th US Rock Mech. Symp. Tuscazoosa, AL. AIME, New York*, pp. 840–845.
- Kahraman, E., Kahraman, S., 2016. The performance prediction of roadheaders from easy testing methods. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment* 75, 1585–1596. doi:10.1007/s10064-015-0801-2
- Kahraman, E., 2012. Çayırhan Yeraltı Linyit İşletmesinde kollu galeri açma makineleri için performans modeli geliştirilmesi, Yüksek Lisans Tezi, Niğde Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Niğde, 103 s.
- Korkanç, M., Tuğrul, A., Savran, A., Ozgur, F.Z., 2015. Structural–geological problems in Gümüşler archeological site and monastery. *Environ Earth Sci.* 73, 4525–4540.
- Mues-Schumacher, U., Schumacher, R., 1996. Problems of stratigraphic correlation and new K-Ar data for ignimbrites from Cappadocia, Central Turkey. *Int Geol Rev* 38, 737–746.
- Ocak, I., Eyigun, Y., Cinar, M., Nahya, T., 2007. Investigation into roadheader excavation performance and pick consumption used in Kadikoy–Kartal Metro Tunnels. *Proceeding of the 2nd Symposium on Underground Excavations for Transportation. Publication of Turkish Chamber of Mines* 199–206.
- Ocak, I., 2008. Comparison of machine utilization time and performance for roadheader and impact hammer in Kadikoy–Kartal metro tunnels (Istanbul), in: *SGEM 2008. In: 8th International Scientific Conference, Modern Management of Mine Producing, Geology and Environmental Protection. Varna–Bulgaria*, pp. 269–276.
- Ocak, I., Bilgin, N., 2010. Comparative studies on the performance of a roadheader, impact hammer and drilling and blasting method in the excavation of metro station tunnels in Istanbul. *Tunnelling and Underground Space Technology* 25, 181–187. doi:10.1016/j.tust.2009.11.002
- Thuro, K., Plinninger, R.J., 1999. Roadheader excavation performance – geological and geotechnical influences, in: *The 9th ISRM Congress, Theme 3: Rock Dynamics and Tectonophysics/Rock Cutting and Drilling. Paris*, p. 1241–1244.
- Toprak, V., Keller, J., Schumacher, R., 1994. Volcanotectonic features of the Cappadocian Volcanic Province, in: *Volcanological Cong. Ankara, Turkey.*, p. 58.
- Tumac, D., Bilgin, N., Feridunoglu, C., Ergin, H., 2007. Estimation of rock cuttability from shore hardness and compressive strength properties. *Rock Mech Rock Eng.* 40, 477–490.
- Tuncdemir, H., 2002. Kollu galeri açma makinelerinin veya benzer makinelerin cevher kazısında kullanımlarının araştırılması. Doktora Tezi, İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü, 319 s.
- Tuncdemir, H., Copur, H., Feridunoglu, C., Bilgin, N., 2003. Possibility of using mechanical miners in underground chromite mines’ ore productions and two different examples, in: *Proc. 18th Int. Mining Congr.*, pp. 135–141.
- Varlıbaş, Y., 2014. Çayırhan Yeraltı Linyit İşletmesi sahasında kullanılan kollu galeri açma makinesi kazı veriminin jeolojik birimlerin fiziksel ve mekanik özellikleri dikkate alınarak incelenmesi. Yüksek Lisans Tezi, Dumlupınar Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden İşletme Anabilim Dalı, Kütahya, 99 s.

Ordu-Mesudiye-Koyulhisar devlet yolu Topçam T1 tüneline yapılan patlatmaların Topçam HES projesi cebri borusuna etkisinin araştırılması

Investigation of the effects of blastings made in the Ordu-Mesudiye-Koyulhisar state road Topçam T1 Tunnel on the Surface Penstock Pipe of Topçam HEPP

F. Cihangir^{*1}, B. Erçikdi¹, K. Karaman¹, T. Yılmaz¹ & Ayhan Kesimal¹

^{*} Sorumlu Yazar (cihangir@ktu.edu.tr)

¹Karadeniz Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü TRABZON

ÖZET: Bu çalışmada Ordu-Mesudiye-Koyulhisar devlet yolu Topçam T1 tüneline yapılan patlatma kaynaklı titreşimlerin Topçam HES projesi cebri borusuna etkisi araştırılmıştır. Bu kapsamda PPV'nin 2 mm/s, ivmenin 0.1 g ve yer değiştirme değerinin 0.1 mm'yi aşmaması hedeflenmiştir. Ayrıca, cebri borunun üzerine tesis edildiği beton yapılarda mevcut çatlaklar patlatmalardan önce tespit edilerek çalışma boyunca ölçülmüştür. Bazı patlatmaların titreşim parametreleri, ortamın jeolojik ve jeoteknik özelliklerinden dolayı bu çalışma için ön gördüğümüz sınır değerleri aşmıştır. Ancak patlatma tasarımlarında yerinde değişiklikler yapılarak patlatmaların mümkün olduğunca kontrollü bir şekilde gerçekleştirilerek tünel kazısının cebri boru hattının altından belirlenen mesafeye kadar problemsiz geçişi sağlanmaya çalışılmıştır. Çalışma sonunda tünelde yapılan patlatmalara ait titreşim ölçüm sonuçlarının ülkemiz titreşim standartlarının oldukça altında kaldığı görülmüştür. 5 farklı tarihte yapılan periyodik çatlak ölçümleri, patlatmaların açığa çıkardığı sarsıntıların beton platformdaki çatlaklarda herhangi bir değişime neden olmadığını göstermiştir. Bu çalışma, riskli yerlerde titreşim ve çatlak ölçümlerinin alınmasının; gerçekleştirilen patlatmalı kazıların çevredeki yapılarda herhangi bir hasara yol açmadan tamamlanmasına önemli katkılar sağlayacağını göstermiştir.

ABSTRACT: In this study, the effects of the vibrations caused by the blastings made in Ordu-Mesudiye-Koyulhisar state road Topçam T1 tunnel were investigated along a certain tunnel line for the Surface Penstock Pipe of Topçam HEPP project. In this scope, some threshold values were determined not to be exceeded where peak particle velocity (PPV) was 2 mm/s, peak acceleration was 0.1 g and peak displacement was 0.1 mm. In addition, the cracks on the concrete platform and the concrete arch where the Surface Penstock Pipe was installed were measured before the start of blasting operations and measured during the operation. The vibration parameters of some tunnel face blastings were seen to exceed the limit values due to the geological and geotechnical characteristics of the rock mass environment. However, some changes were made on the blasting designs on-site and cautious blastings were tried to carry out as much as possible, so as to provide the transition under the pipe up to the predetermined distance from the orthographic projection of the pipe line. At the end of the study, all PPV values were observed to be quite below the threshold limits of Turkish Environmental Noise Regulation. However, some values were seen to exceed other threshold limits. Periodic crack measurements performed at 5 different dates showed that blastings did not cause any change on cracks. This study suggests that vibration and crack measurements at risky locations would provide significant contributions to the completion of the excavation works made by blastings without causing any damage to the surrounding structures.

1. GİRİŞ

Tüneller genel olarak ulaşım, askeri, HES, sığınak, haberleşme vb. amaçlı açılmakta ve kullanılmaktadır. Tünel açma kazıları da başlıca delme-patlatma ve mekanik kazı ile yapılmaktadır. Bu yöntemlerde temel amaç, kazı işlemini yan kayada en az hasarla ve hızlı bir şekilde yaparak tünel şeklini sağlamak ve tünel tahkimatını optimum gerçekleştirmektir. Kazı yöntemi seçiminde etkili faktörler ortamın jeolojik, jeoteknik ve

jeomekanik faktörleri, tünel geometrisi ve çevresel hususlardır (Durmuş, 2005).

Tünel kazılarında delme-patlatma yöntemi genel olarak orta sert ve sert kaya ortamlarında tercih edilen en yaygın yöntemdir (Murthy, vd. 2003; Özer, 2008). Yöntemin avantajları kullanılan ekipmanların kısmen düşük yatırım maliyeti gerektirmesi, hızlı, kolay ve çok yönlü olmasıdır. Sakıncaları ise ciddi çalışma programları gerektirmesi, yakın yerleşim alanları için yer

titreşimi ve gürültü açısından uygulamada bazı güçlüklerle karşılaşılmasıdır. Tünel aynalarında patlatmalı kazılar; tünel geometrisi, delik geometrisi, kaya ortamının jeolojik, jeoteknik ve jeomekanik özellikleri, tecrübe, ekipman özellikleri ve çevresel faktörlere bağlı olarak paralel-kesme veya V-kesme yöntemleri ile gerçekleştirilmektedir (Durmuş, 2005).

Patlatmalı kazılarda enerjinin bir kısmı, kaya ortamına ve hava boşluğuna sismik enerji olarak yayılarak yer titreşimi ve gürültü şeklinde ortaya çıkmakta ve çevresel problemlere neden olabilmektedir (Bilgin, vd. 2000; Rodrigez vd. 2007; Kuzu, 2008; Kuzu ve Güçlü, 2009). Dolayısıyla, patlatmalı kazıların yapıldığı yerlerin çevresindeki yapıların ve yaşayanların korunması gerekmektedir (Erten vd. 2009; Karakuş vd. 2010; Roy vd. 2016). Uygun tekniklerin kullanılması durumunda bu tür problemler kontrol altına alınabilmektedir (Cihangir vd. 2005; Kahrimal vd. 2006; Aldaş, 2010; Fişne vd. 2011).

Bu çalışmada, NATM prensiplerinin uygulandığı Ordu-Mesudiye Karayolu Topçam T1 tüneline yapılan patlatmalardan kaynaklanan yer titreşimlerinin, bu jeolojik ortamda yaklaşık 35-40⁰ lik bir yamaç şevinde tesis edilen Topçam HES Projesi cebri borusuna (Şekil 1) etkisi araştırılmış ve olası etkilerin önlenmesi değerlendirilmiştir (Cihangir vd. 2015). Bu çalışma henüz devam ederken Yılmaz vd. 2016, tünel aynalarındaki patlatmaların cebri boru platformuna etkisini ülkemiz hasar kriterleri ile bazı yaygın hasar kriterlerini esas alarak ilk kez değerlendirmişlerdir. Bu çalışmamızda ise ara gecikme ile patlatılan üst yarı+alt yarı patlatmalarının da ilave edilmesi ile genel bir değerlendirme yapılmıştır. Ayrıca, Topçam T1 tüneline sürdürülen tünelticilik faaliyetlerinin cebri boruya olası etkileri çatlak ölçümleri ile izlenerek, sonuçları ilk kez bu tebliğde paylaşılmıştır.

2. SAHA ÇALIŞMALARI VE İZLENEN YÖNTEM

2.1. Sahanın genel jeolojisi

Çalışma alanı, Ordu İli Mesudiye İlçesi, Topçam Beldesi mevkiinde olup, sahada ana kayacı oluşturan siyenitler genellikle ayrıışmış ve eklemler parçalı-kırıklı gelişigüzel yönelimli bir yapıya sahiptir. Silt-kum içerikli yamaç molozu üst kotlarda bulunurken, daha alt kesimlerde yaygın olarak kum-çakıl içerikli ve irili ufaklı siyenit bloklarından oluşan yamaç molozu, inceleme alanı civarındaki yol yarmalarında gözlenmiştir. Bu

çalışma, bu jeolojik ortamda açılan Ordu-Mesudiye Karayolu Topçam T1 tüneline yapılan patlatmalardan kaynaklanan sarsıntıların, yine bu jeolojik alan üzerinde yaklaşık 35-40⁰ lik bir yamaç şevinde tesis edilen Topçam HES Projesi cebri borusuna (Şekil 1) etkisinin araştırılması ve olası etkilerin önlenmesine yöneliktir.

2.2. Topçam T1 tüneli ayna kazıları

Tünel üst yarı kazısında orta çekme (V-cut) yöntemi uygulanmış ve patlatmalarda nonel gecikmeli kapsüller kullanılmıştır. Bu sistemde ateşleme tünel kesitinin orta kısmından başlamakta ve dışa doğru devam etmektedir. İlk olarak kesme bölgesindeki delikler ateşlenerek serbest yüzey oluşturulmaktadır. En son taban ve topuk delikleri ateşlenmektedir.

Başlangıçta, bir öneride bulunulmadan, tünel aynasında ilk patlatma uygulanmış ve elde edilen titreşim değerlerine göre diğer patlatmalar sistematik olarak uygulanmaya başlanılmıştır. Ayna delgileri ve şarjlamaları her aynada dikkatli bir şekilde izlenmiş, aynanın jeoteknik yapısında bağlı olarak deliklerin dağılımı yapılmış ve uygun şekilde de şarjlarının yapılması sağlanmıştır. Öngörülen değerlere yakın titreşim yansıması veya sınır değerlerin aşılması durumunda ise titreşim değerlerini düşürmek amacı ile patlatma tasarımında delik aralıkları daraltılarak ve her deliğin etki alanı göz önünde bulundurularak özgül şarj ve gecikme başına patlayıcı miktarlarında değişiklik yapılmıştır. Böylece her aynanın patlatmalı kazıları izlenmiş ve takip eden bir sonraki ayna patlatmasının tasarımı gerçekleştirilmiştir. Delik boyları 1.5-2 m, delikler arası mesafe 50-60 cm arasında değişmiştir. Tünel genişliği 12 m, tünel tabanı ile tavanı arasındaki mesafe yaklaşık 6 metredir.

Tünelde alt yarı kazısı alt yarı-sağ ve alt yarı-sol taraf olarak ikiye bölünerek yapılmıştır. Delikler üst yarı kazısında olduğu gibi yatay ve birbirine paralel olarak delinmiştir. Delik boylar 3 ila 4 m ve delikler arası mesafe 60-70 cm olarak belirlenmiştir.

Tünelde yapılan patlatmalar Yeni Avusturya Tünel Açma Yöntemine (NATM) göre B3, B2 ve B1 kaya sınıfı ortamlarında gerçekleştirilmiştir. Proje süresince atımlar genellikle B3 ve B2 kaya sınıfında gerçekleştirilmiş olup, B1 kaya sınıfında sadece son atım (57. patlatma) yapılmıştır. Tünelde 35+275,95'te B3 kaya sınıfından B2'ye, 35+375,00'da ise B2 kaya sınıfından B1 kaya sınıfına geçilmiştir.



Şekil 1. Topçam T1 tüneli girişi (üstte), Topçam HES projesi cebri borusu (alt-sol) ve santral binaları

2.3. Tünelde Patlatmalı Kazılarda Kullanılan Patlayıcılar ve Ateşleme Sistemleri

Tünelde nonel gecikmeli kapsüller kullanılmıştır. Yapılan atımlar esnasında patlayıcı madde olarak 38 mm/500 g jelatinit dinamit, ateşleme sistemi olarak nonel kapsüller, infilaklı fitiller ve elektrikli kapsül kullanılmıştır. Nonel kapsüllerin ayna yüzey bağlantısı 5 gr/m'lik infilaklı fitille yapılmış ve tüm devre elektrikli kapsülle harekete geçirilmiştir. Çevre deliklerinde bazı durumlarda delik boyunca 40 gr/m'lik infilaklı fitiller kullanılmıştır.

2.4. Proje Çalışmasında İzlenen Yöntem

Cebri boru ve üzerine inşaa edildiği jeolojik birimin yaklaşık 35-40° lik bir şev açısına sahip oluşu ve bölgenin jeolojik olarak zayıf olması nedeniyle tünel aynalarında patlatmalı kazılara başlanmadan, beton kemerlerde ve beton platform üzerinde hasar, çatlak vb. olup olmadığına yönelik DSİ, Karayolları ve proje ekiplerince gözlemler

yapılmıştır. Gözlemler esnasında kemer betonlarda 7 (15 noktada) ve beton platform üzerinde de 2 mevcut çatlak (4 noktada) tespit edilerek, patlatmalı kazılara başlamadan önce çatlak keşif mikroskobu ile çatlak ölçümleri yapılmıştır (**Şekil 2**). Ölçümler 5 ay boyunca aylık periyotlar halinde izlenmiştir.

Topçam T1 tüneli ayna kazılarına yönelik toplam 43 üst yarı ve 22 alt yarı patlatmasına eşlik edilmiş, tünel güzergahındaki cebri borunun tesis edildiği beton platform üzerinde pik parçacık hızı (PPV), ivme ve yer değiştirme değerleri ölçülmüştür. Tünelin üst kısmındaki cebri borunun orta kemer betonunun yanında eğimli beton platform üzerinde (ölçüm noktası 1) ve su alma kısmındaki beton duvarda (ölçüm noktası 2) iki Instantel Minimate Plus sismograf ile titreşim ölçümleri yapılmıştır (**Şekil 3**). Tünel eksenini ile ölçüm noktası arası en yakın mesafe yaklaşık 78 m'dir. PPV ölçümleri, tünel girişinden itibaren cebri borunun hizasına kadar yatayda 115 m ve cebri boruyu geçtikten sonra da 105 m takip edilmiştir.



Şekil 2. Cebri boru su alma yapısı duvarında ve eğimli beton platform üzerin çatlak ölçümleri



Şekil 3. Eğimli beton platform üzerinde ve su alma yapısı duvarında titreşim ölçümü

2.5. Çalışmada göz önünde bulundurulan titreşim ve hasar kriterleri

Patlatma kaynaklı titreşimlerin çevresel etkilerinin değerlendirilmesinde; frekans, PPV, ivme, yer değiştirme, jeoloji ve yapılaşma durumu en etkili parametrelerdir (Aldaş ve Bilgin, 2004). Titreşim frekansı, başlıca titreşim dalgalarının yayıldığı jeolojik ortamın özellikleri, gecikme aralığı, atım noktasına mesafe ve patlatma tasarımından etkilenmektedir. Titreşim dalgalarının yayıldığı ortamın iletim yeteneği ise formasyonun homojenliği, sağlamlığı ve katılığı ile artar. Titreşim frekansları kil veya toprak gibi zeminlere sahip ortamlarda nispeten düşük olabilir.

Bu çalışmada, patlatmaların cebri boru ve beton platforma etkisinin değerlendirilmesinde “Çevresel Gürültünün Değerlendirilmesi ve Yönetimi Yönetmeliği (ÇGDYY)”, zayıf yapılar, tarihi eserler ve hassas yapıdaki binalar için oldukça düşük sayılabilecek sınırları esas alan Alman DIN 4150 Normu, Hindistan standartları (DGMS, 1997)

(Tablo 1) ve Avustralya standartları (Tablo 2) göz önünde bulundurulmuştur.

Patlatmalı kazı faaliyetlerinin yapıldığı bölgelerde zayıf jeolojik ve jeoteknik özellikler göz önüne alındığında parçacık yer değiştirme değerinin bazı yapılar için önerilen sınır değerleri aşmaması gerekmektedir (Tablo 3). Bu çalışma için parçacık yer değiştirme sınır değeri 0.1 mm olarak esas alınmıştır. Ayrıca, patlatma faaliyetlerinin zayıf şevlerde herhangi bir kayma veya heyelana neden olmaması için parçacık ivmesinin de 0.1 g değerini aşmaması önerilmiştir (Kesimal vd. 2008).

Dolayısıyla her bir ayna patlatmasından kaynaklanan titreşim parametrelerinin yukarıda değinilen sınır değerleri aşıp aşmadığı, kaydedilen titreşim ölçümlerinden atım sonrasında ivedilikle izlenmiştir. Atımdan hemen sonra elde edilen değerler tünel teknik ekibi ile paylaşılarak bir sonraki atım tasarımı için yapılacakların kararları alınmıştır. Böylece, ayna ilerlemelerinin kontrollü olarak yürütülmesi sağlanmaya çalışılmıştır.

Tablo 1. DGMS (1997) tarafından izin verilen PPV değerleri

Yapı tipleri	PPV sınır değeri (mm/s)		
	<8 Hz	8-25 Hz	> 25 Hz
<i>Buildings/structures not belong to the owner</i>			
Evler (kerpiç, tuğla ve çimentodan imal)	5	10	15
Endüstriyel yapılar	10	20	25
Tarihi öneme sahip yapılar ve hassas yapılar	2	5	10
<i>Buildings belonging to owner with limited span of life</i>			
Evler ve yapılar	10	15	25
Endüstriyel yapılar	15	25	50

Tablo 2. Avustralya standartlarına (AS 2187) göre izin verilen maksimum parçacık hızları

Yapı türü	İzin verilen PPV (mm/s)
Tarihi yapılar, anıtlar, özel değeri olan yapılar	2
Dayanıklı evler, düşük kalitede inşa edilmiş yerleşimler ve ticari binalar	10
Yüksek kalitede inşa edilmiş ticari ve endüstriyel binalar, donatılı beton veya çelik konstrüksiyonlu yapılar	25

Tablo 3. Yapılaşma durumuna göre yer değiştirme limit değerleri

Yapı Tipi	Yer değiştirme Limiti, (mm)
Manevi ve yüksek değerde yapılar, Maden kuyuları, Zayıf şartlardaki evler, Tarihi yapılar (eserler)	0.10
Birbirine çok yakın olan evler	0.20
Tek başına ev	0.40
Çelik konstrüksiyonlu yapılar	0.76

3. SONUÇLAR VE DEĞERLENDİRME

3.1. Pik parçacık hızlarının değerlendirilmesi

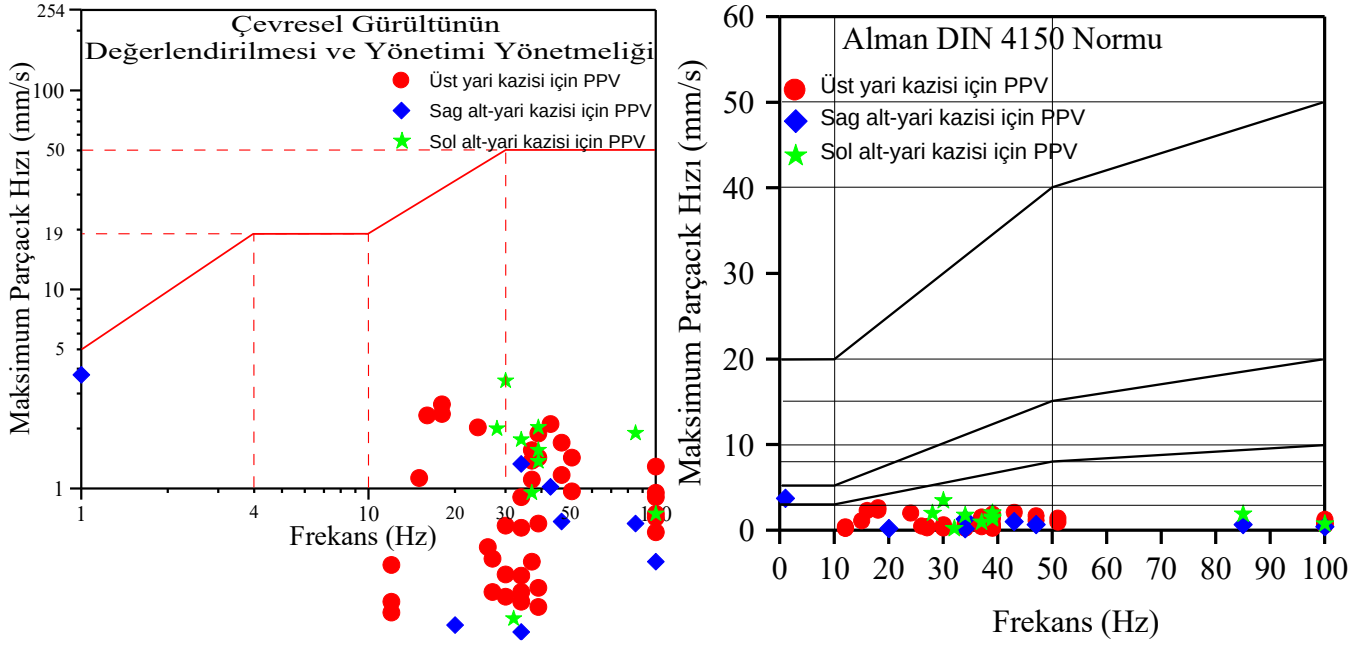
Çalışma kapsamında 4 aylık bir periyotta 39 adeti üst yarı, 10 adeti sol-alt yarı ve 8 adeti de sağ alt yarı ölçümü olmak üzere toplam 57 adet ölçüm alınmıştır. Bütün değerler ÇGDYY'ne göre hasar vermeme bakımından uygun görülmektedir (**Şekil 4a**). DIN 4150 normuna göre sadece sağ alt-yarı patlatmasına ait bir değer ilgili cebri boru bakımından risk arz etmektedir (**Şekil 4b**).

Bununla birlikte DGMS (1997) ve AS 2187 standartlarına göre üst-yarıda 5, sağ alt-yarıda 1 ve sol alt-yarıda 2 değer, 2 mm/s eşik pik parçacık hızı sınır değerinin üzerinde çıkmıştır. Dolayısıyla,

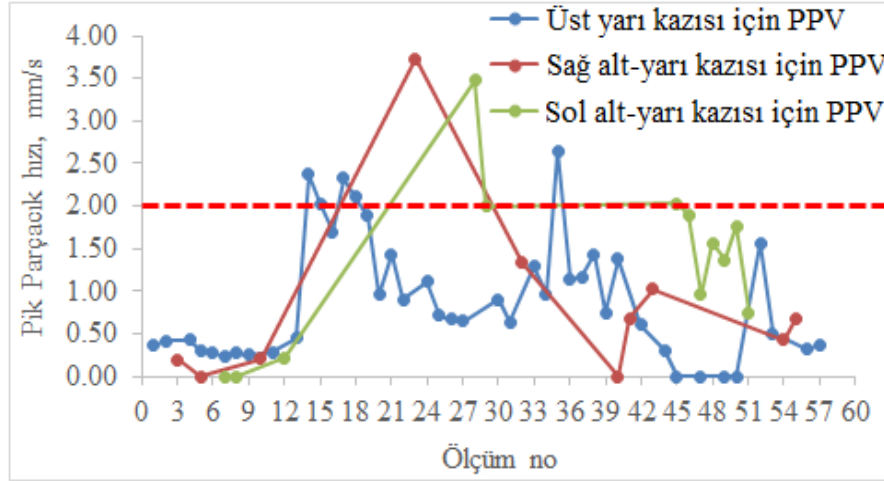
ölçülen PPV değerlerinin %14'ü çalışma öncesinde belirlenen sınır değeri aşmıştır (**Şekil 5**).

Titreşim ölçüm sonuçları değerlendirildiğinde; en yüksek maksimum parçacık hızları 3.73 mm/s ve 3.48 mm/s (23. ve 28. atım) olarak sırasıyla sağ ve sol-alt yarı patlatmalarına aittir. Bu değerlerin, alt yarı patlatmalarında patlatılan kaya kütlelerinin üst yarı patlatmalarından sonra kurulan iksa ayaklarına etkisinden kaynaklandığı düşünülmektedir.

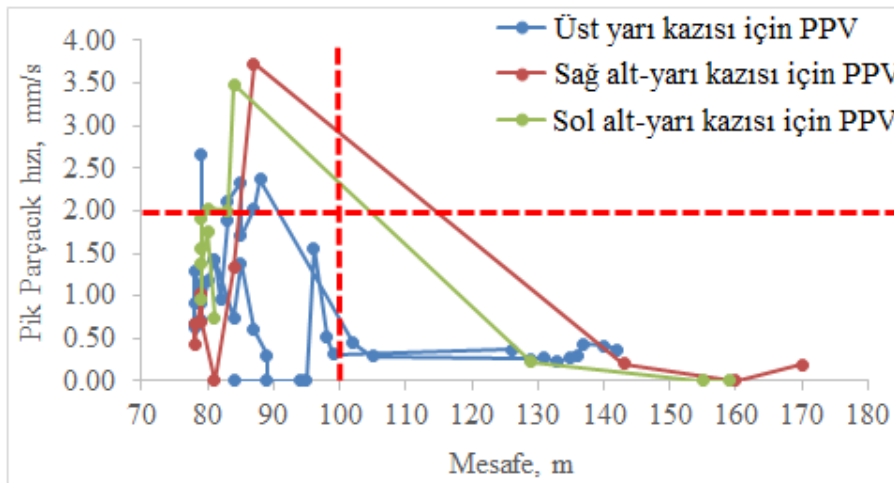
Patlatmaların ölçüm noktasına uzaklığı 77.88–170.16 m arasında değişmektedir. Genel olarak patlatma noktası ile ölçüm noktası arasındaki mesafe arttıkça ölçülen maksimum parçacık hızı değerlerinin azaldığı görülmüştür (**Şekil 6**).



Şekil 4. ÇGDDY ve DIN 4150 Alman Normuna göre ölçüm sonuçlarının değerlendirilmesi



Şekil 5. DGMS (1997) ve AS 2187 standartlarına göre ölçüm sonuçlarının değerlendirilmesi

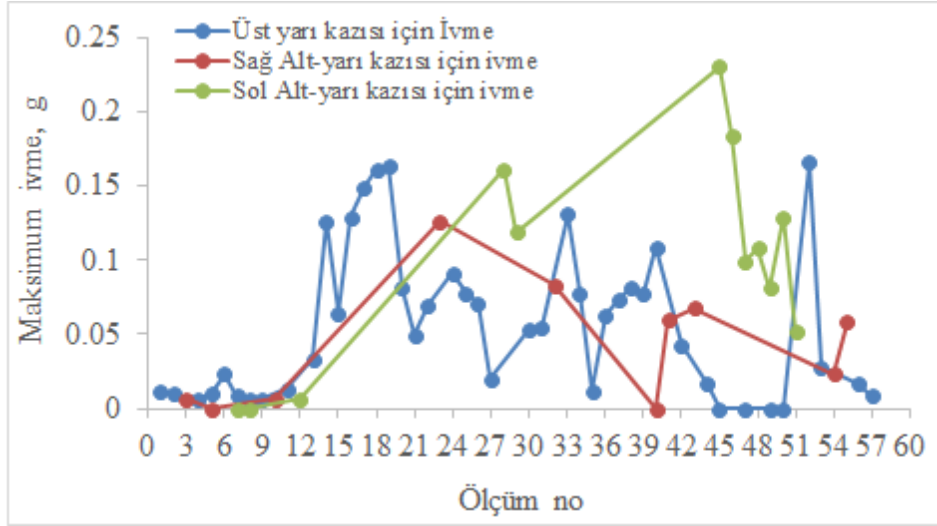


Şekil 6. Maksimum parçacık hızının mesafeye bağlı değişimi

3.2. İvme değerlerinin değerlendirilmesi

Üst yarı patlatmalarında 7, sağ alt-yarıda 1 ve sol alt-yarı kazısında da 7 değer 0.1 g'nin üzerinde çıkmıştır (Şekil 7). En yüksek ivme değerleri 0.23

g'dir (45. atım). Atımların yaklaşık %25'inde çalışma öncesinde belirlenen eşik ivme değerinden yüksek çıkmıştır. Yapılan analizlerde PPV ile ivme arasında lineer-güçlü bir ilişki olduğu görülmüştür (veri gösterilmemiştir).

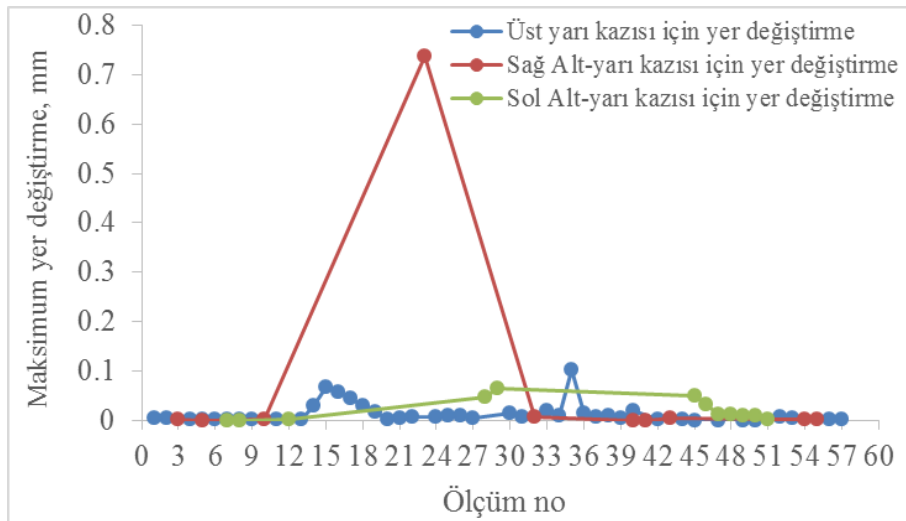


Şekil 7. Maksimum ivmenin atım türüne göre değişimi

3.3. Yerdeğiştirmenin değerlendirilmesi

En yüksek yer değiştirme değeri ise 0.737 mm (23. atım) olarak sağ alt yarıda ölçülürken üst yarıda da 1 ölçümde kontrol değeri olan 0.1 mm'nin üzerinde ölçüm kaydedilmiştir (Şekil 8). Patlatılan

alanlar esas alınarak yapılan korelasyon analizinde de PPV ile yer değiştirme değerlerinin oldukça güçlü-lineer bir ilişki gösterdiği görülmüştür (veri gösterilmemiştir).



Şekil 8. Maksimum yer değiştirmenin atım türüne göre değişimi

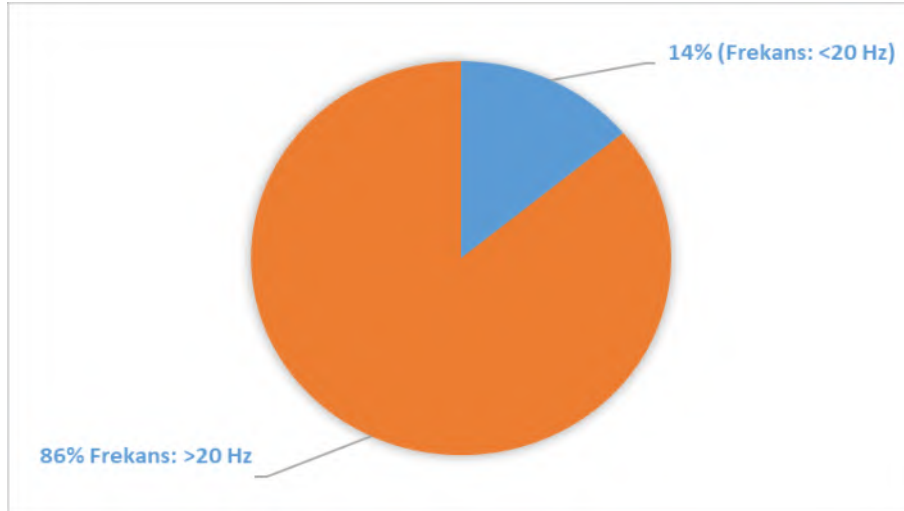
Tünel aynasında her atım sonrasında farklı fay kırıkları, süreksizlik vb. yapılarıyla karşılaşıldığı için standart bir patlatma tasarımı yerine kazı aynasındaki jeolojik şartlara göre delik tasarımı

uygulanmıştır. Üst-yarı ateşlemelerinin çoğunda aynanın sadece taban kısmına delikler delinerek ateşlemeler gerçekleştirilmiştir. Sadece B1 kaya sınıfında yapılan son üst-yarı patlatmasında toplam

220 kg patlayıcı kullanılırken, bu değer B2 için maksimum 100 kg, B3 için ise maksimum 80 kg olmuştur. Ölçülen yüksek değerler daha çok ölçüm noktasına en yakın mesafelerde (78-88 m mesafelerde) gerçekleşmiş olup, ilgili atım km'lerinde atım noktalarında genel olarak fay zonlarının ve fay kontaklarının olduğu görülmüştür. Öngörülen sınır değerlerin aşılması durumunda atım paterni üzerinde değişiklik yapılmış (delik aralıkları ve delik boyları kısaltılarak) ve değerler kontrol altında tutulmaya çalışılmıştır.

3.4. Titreşim frekanslarının değerlendirilmesi

Tünelde yapılan patlatmalı kazı ölçümlerinde kaydedilen en yüksek parçacık hızlarına karşılık gelen frekans değerlerinin dağılımı incelendiğinde, frekansların yaklaşık %14'ü 20 Hz'nin altında, geri kalanı ise 20 Hz'ten daha yüksektir (Şekil 9). Grafikten de anlaşılabileceği üzere titreşimler, nispeten düşük frekanslı olarak sonuçlanmıştır. Bu durumun, titreşimlerin geçtiği formasyonların oldukça kırıklı, çatlaklı ve ayrılmış yapılar içermesinden kaynaklandığı düşünülmektedir.



Şekil 9. Atımların açığa çıkardığı frekansların dağılımı

3.5. Çatlak ölçümlerinin değerlendirilmesi

Tünelde ilk çatlak okuması 16.06.2015 tarihinde ve ilk patlatma da 22.06.2015 tarihinde yapılmıştır. Burada amaç, tünelde patlatma yapılmadan önce beton platformda çatlakların tespit edilmesi ve daha sonra tünelde yapılan patlatmaların bu çatlaklara etkisinin (çatlaklarda açılma/kapanma) olup olmadığının belirlenmesidir. Bu amaçla gerçekleştirilen 5 farklı tarihte yapılan çatlak okumalarında tünelde yapılan patlatmalar

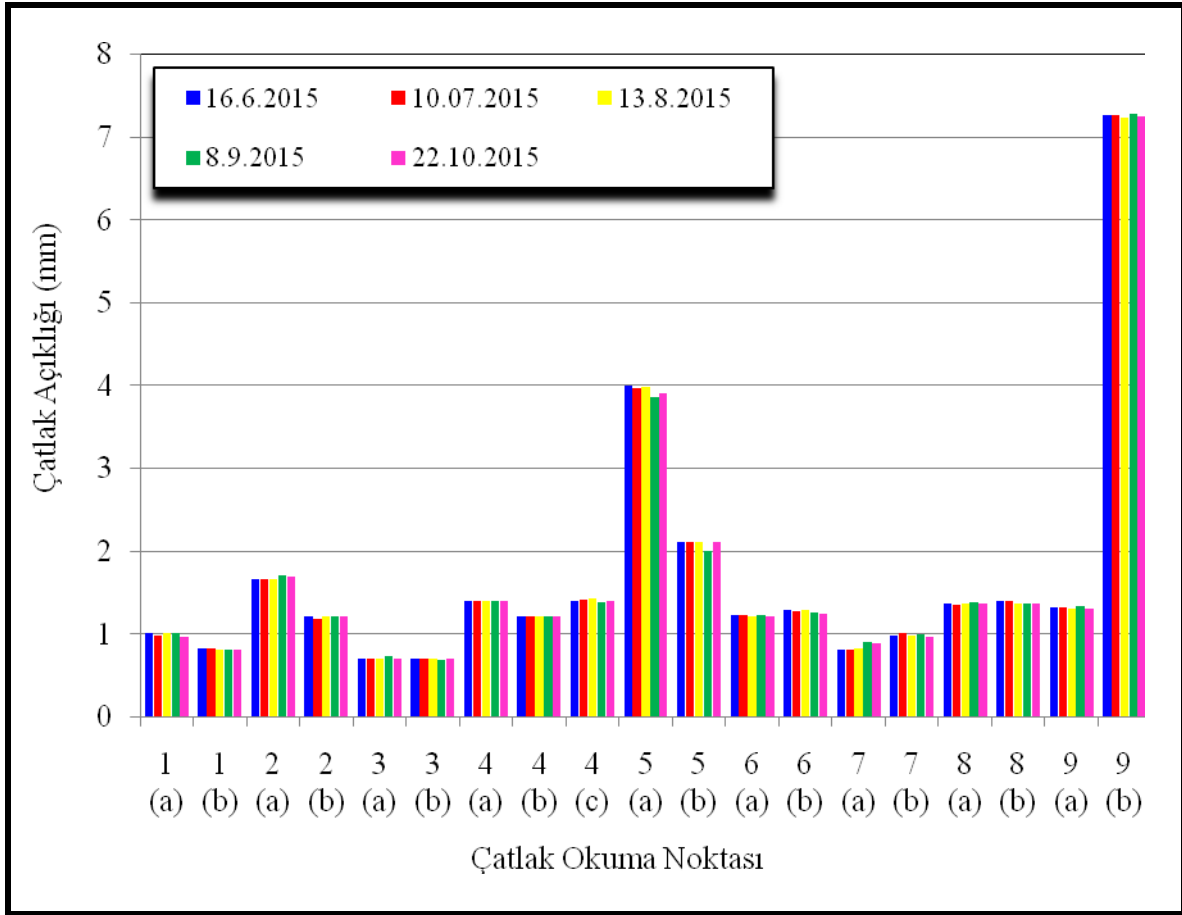
Genellikle binaların ve betonarme yapıların doğal frekansları 5-16 Hz gibi düşük frekans aralığında bulunmaktadır (Kuzu, 2008). Bu aralıklarda sonuçlanan patlatmalı kazılara ait parçacık hızı, ivme ve yer değiştirmeyi kapsayan frekans değerleri yapının doğal frekansına yakın olduğunda yada çakıştığında genellikle rezonansa neden olarak yapılarda makaslama/burulma hasarları oluşturabilmektedir. Ancak, hasar oluşma potansiyeli, yapının üzerinde bulunduğu yapının jeolojik özelliklerine, titreşim karakteristiğine ve yapının dinamik özelliklerine bağlıdır (Tripathy, vd. 2016).

Çok büyük boyutlu betonarme yapıların öz yapısal frekanslarının düşük olduğu (5-16 Hz) göz önüne alındığında, düşük frekansa sahip yüksek maksimum parçacık hızları cebri borunun üzerinde bulunduğu betonarme yapıdaki çatlakların açılması/kapanmasına neden olabilir. Ancak Şekil 6 esas alındığında, ölçülen frekansa bağlı maksimum parçacık hızı değerlerinin ülkemiz standartlarına göre oldukça düşük seviyelerde kaldığı ve bu haliyle ülkemiz standartları açısından bir problem teşkil etmediği anlaşılmaktadır.

nedeniyle çatlaklarda herhangi bir açılma/kapanma oluşmadığı gözlenmiş ve beton platformda yapılan gözlemlerde de yeni bir çatlak oluşumuna rastlanmamıştır (Şekil 10).

B1 kaya sınıfında gerçekleştirilen ilk ve çalışma kapsamındaki son üstüarı atımında cebri boru yatayda yaklaşık 75 m geçilmiş ve kaydedilen maksimum parçacık hızı değeri 0.34 mm/s olmuştur. Analizlerde kazı noktalarının 97 m'nin düşük yansıdığı görülmüş ve çalışma çatlak ölçüm

sonuçları da göz önünde bulundurularak sonlandırılmıştır.



Şekil 10. Cebri borunun üzerinde bulunduğu beton platformda kemer beton yapılarındaki çatlak okumaları

SONUÇLAR

Bu proje çalışmasında; Ordu ili, Mesudiye ilçesi sınırları içindeki Topçam T1 tüneline gerçekleştirilen toplam 65 adet patlatmaya eşlik edilerek titreşim ölçümleri alınmış ve yapılan patlatmalı kazıların cebri borunun tesis edildiği beton platformda mevcut bulunan çatlaklara etkisinin olup olmadığını belirlemek amacıyla periyodik çatlak okumaları gerçekleştirilmiştir. Tünelde yapılan patlatmalara ait titreşim ölçüm sonuçlarına göre sarsıntı değerlerinin Çevresel Gürültünün Değerlendirilmesi ve Yönetimi Yönetmeliği'ne (ÇGDYY) göre oldukça altında kaldığı görülmüştür.

Ülkemiz standartlarının yanında, hassas yapılar için dikkate aldığımız eşik değerlere göre; ölçüm noktasına yakın mesafede yapılan bazı patlatmaların ivme ve yer değiştirme parametreleri bu çalışma için ön gördüğümüz diğer sınır hasar değerlerini bazı atımlarda ortamın jeolojik ve jeoteknik özelliklerinden dolayı aşmıştır. Ancak patlatma tasarımlarında yerinde değişiklik yapılarak patlatmaların mümkün olduğunca kontrollü bir şekilde gerçekleştirildiği ve tünel

kazısının cebri boru hattının altından problemsiz geçtiği gözlenmiştir.

5 farklı tarihte yapılan periyodik çatlak ölçümü sonuçlarından, patlatmaların açığa çıkardığı sarsıntıların cebri borunun üzerine tesis edildiği beton platformdaki mevcut çatlakların açılmasına/kapanmasına veya yeni bir çatlak oluşumuna da neden olmadığı gözlenmiştir.

Bu çalışma, bu tür risk içeren yerlerde patlatmalı kazılara eşlik edilerek titreşim ve çatlak ölçümlerinin alınmasının; gerçekleştirilen projenin çevredeki yapılarda herhangi bir hasara yol açmadan (göçük, heyelan, çatlak oluşumu vb.) tamamlanmasına önemli katkılar sağlayacağını göstermiştir.

KAYNAKLAR

- Aldaş, G.G.U. and Bilgin, H.A., 2004. Effect of some rock mass properties on blasting-induced ground vibration wave Characteristics, CIM Bulletin, 97 (1079), 52-59.
- Aldaş, G.G.U., 2010. Explosive charge mass and peak particle velocity (PPV)-frequency relation

- in mining blast, *Journal of Geophysics and Engineering*, 7 (3), 223-231.
- Bilgin, H.A., Esen, S., Kılıç, M., ve Aldaş, G.G.U., 2000. Yeniköy linyit işletmesinde patlatma kaynaklı yer sarsıntılarının incelenmesi, 4. Delme ve Patlatma Sempozyumu, Ankara, 147-159.
- Cihangir, F., Kesimal, A., Erçikdi, B., Durmuş, O., 2005. Bir Kalker Ocağında Patlatmalı Kazılardan Kaynaklanan Çevresel Etkilerin Analizi, Madencilik ve Çevre Sempozyumu, Ankara, 149-158.
- Cihangir, F., Erçikdi, B., Kesimal, A., Yılmaz, T., Karaman, K., 2015. Ordu-Mesudiye-Koyulhisar Devlet Yolu (Ordu-Ulubey) Ayrımı-Topçam (2.Kısım) T1 Tünelinde Yapılan Patlatmalardan Kaynaklanan Sarsıntı Parametrelerinin Ölçümü ve Topçam HES Projesi Cebri Borusuna Etkisinin Araştırılması, Detay Yol A.Ş. -TÜ Maden Mühendisliği Bölümü, Döner Sermaye projesi, 41s.
- DGMS (Tech) S&T, 1997. Subject: Damage of the Structures due to Blast Induced Ground Vibration in the Min Areas; Circular No.7, pp.317-322.
- Durmuş, O., 2005. Yoroz Tüneli kazısında patlatmadan kaynaklanan titreşimlerin ölçümü ve çevresel etkilerinin değerlendirilmesi, Yüksek Lisans Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, Trabzon, 86 syf.
- Erten, O., Konak, G., Kızıl, M.S., Onur, A.H., ve Karakuş, D., 2009. Analysis of quarry-blast-induced ground vibrations to mitigate their adverse effects on nearby structures, *International Journal of Mining and Mineral Engineering*, 1(4), 313-236.
- Fişne, A., Kuzu, C., Hüdaverdi, T., 2011. Prediction of the environmental impacts of quarry blasting operation using fuzzy logic, *Environmental Monitoring and Assessment*, 174 (1), 461-470.
- Kahriman A, Özer, Ü, Aksoy M, Karadogan A, Tuncer G., 2006. Environmental impacts of bench blasting at Hisarcik Boron open pit mine in Turkey. *Environ Geol* 50(7), 1015-1023.
- Karakuş, D., Pamukçu, C., Onur, A.H., Konak, G., Safak, S., 2010. Investigation of the effect of ground vibration on buildings due to blasting, *Archives of Mining Sciences*, 55 (1), 123-140.
- Kesimal, A., Erçikdi, B., Cihangir, F., 2008. Environmental impacts of blast-induced acceleration on slope instability at a limestone quarry, *Environmental Geology*, 54 (2), 381-389.
- Kuzu, C., 2008. The mitigation of the vibration effects caused by tunnel blasts in urban area: a case study in Istanbul, *Environmental Geology*, 54, 1075-1080.
- Kuzu, C., Guclu, E., 2009. The problem of human response to blast induced vibrations in tunnel construction and mitigation of vibration effects using cautious blasting in half-face blasting rounds. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 24: 53-61
- Murthy, V.M.S.R., Dey, K., Raitani, R., 2003. Prediction of overbreak in underground tunnel blasting: a case study, *Journal of Canadian Tunneling*, 109-115.
- Özer, Ü., 2008. Environmental impacts of the ground vibrations induced by blasting at different rock units on the Kadikoy-Kartal metro tunnel, *Engineering Geology*, 100, 82-90.
- Rodriguez, R., Torano, J., Menendez, M., 2007. Prediction of the airblast wave effects near a tunnel advanced by drilling and blasting, *Tunnelling and Underground Space Technology* 22, 241-251.
- Roy, M.P., Singh, P.K., Sarim, Md., Shekhawat, L.S. 2016. Blast design and vibration control at an underground metal mine for the safety of surface structures, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 83, 107-115.
- Tripathy, G.R., Shirke, M.D., Kudale, M.D., 2016. Safety of engineered structures against blast vibrations: A case study, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* (8), 248-255.
- Yılmaz, T., Karaman, K., Cihangir, F., Erçikdi, B., Kesimal, A., 2016. Effect of Tunnel Blasting Operation on the Surface Penstock Pipe, *World Multidisciplinary Earth Sciences Symposium (WMESS 2016)*, IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, Section IV, Volume 44, pp.1-8.

Farklı Yöntemlerle Kayaç Yoğunluğunun Değerlendirilmesi

Evaluation of Rock Density by Different Methods

A. O. Çakır*, K. Karaman & A. O. Yılmaz

Karadeniz Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Trabzon

ÖZET: Kayaçların yoğunluk gibi fiziksel özelliğine jeoteknik uygulamalarda ihtiyaç duyulmaktadır. Bu çalışmanın amacı kayaçların yoğunluğunu laboratuvar ortamında farklı yöntemler kullanarak belirlemektir. Bu amaca yönelik olarak beş farklı kaya türünde silindirik ve şekilsiz örnekler deneyler için hazırlanmıştır. Deneyler, şekilli örneklerde (kumpas, Arşimet ve mezür) ve şekilsiz örneklerde (Arşimet yöntemi ve mezür) yapılmıştır. Deney sonuçları irdelenerek, doğruluğu ve deney pratikliği açısından yöntemler kendi arasında kıyaslanmıştır.

Anahtar Kelimeler: Kayaç yoğunluğu ve porozitesi, Arşimet yöntemi

ABSTRACT: Physical properties such as rock's density in the geotechnical applications are needed. The purpose of this study is to determine the density of rocks in the laboratory using different methods. For this purpose, cylindrical and formless specimens of five different rock species were prepared for the experiments. Experiments in cylindrical sample for caliper, Archimedes and graudated cylinder and in formless samples for Archimedes and graudated cylinder methods were performed. By examining the results of the experiment, the methods were compared in terms of accuracy and practicality of the experiment.

Key words: Rock's density and porosity, Archimedes' method

1 GİRİŞ

Kayaç yoğunluğu jeoteknik uygulamaların başarılı bir şekilde yürütülmesi için önemlidir. Örneğin kayaç yoğunluğu 2.4 gr/cm³'ten büyük ise yoğunluk açısından kayaç parke taşı olarak kullanılabilir (Esenli, 1996). Kayaçların yoğunluk parametresi patlatma tasarımı yapılırken veya değerlendirilirken de oldukça gereklidir.

Kayaçların dayanım, yoğunluk ve porozite özelliklerinin, kayaçlardaki şok dalgası yayılma hızını önemli ölçüde etkilediği belirtilmiştir (Bohloli, 1997; Aldaş, 2002). Ayrıca, Kekeç ve Gökay (2010) yaptıkları çalışmada kayaç içi parçacık hareketleriyle kayaç örneklerinin mineral tane yoğunlukları arasında zayıf ve orta derecede bir ilişki tespit etmişlerdir. Kayaçların yoğunluk ve porozite analizi ile araştırmacılar patlatma tasarımı, tahkimat, rezerv hesaplamaları, kömür ve çevre kayaçların özellikleri gibi birçok önemli konuda bilgi elde edebilmektedir. Literatür araştırması kayaçların yoğunluk ve porozite gibi parametrelerinin her türlü jeoteknik

tasarımlarında gerekli olan önemli fiziksel özellikler olduğunu göstermektedir.

Kayaçların yoğunluk ve porozite deneyleri ISRM (2007) tarafından önerilen yöntemlere göre yapılabilmektedir. Literatürde birbirinden oldukça farklı yoğunluk belirleme yöntemleri (Arşimet Yöntemi, silindirik örneklerde deney, vb.) olmasına rağmen, deney sonuçlarının karşılaştırıldığı bir çalışmaya rastlanmamıştır. Bu çalışmanın amacı kayaçların yoğunluğunu laboratuvar ortamında farklı yöntemler kullanarak belirlemek ve sonuçlarını karşılaştırmaktır.

2 YAPILAN ÇALIŞMALAR

Bu çalışmada, 5 farklı kayaç bloğundan laboratuvarda düzgün şekilli silindirik örnekler hazırlanmış ve kaya malzemelerinin yoğunluk ve porozite özellikleri belirlenmiştir. Deneyler her kayaç türü için üçer adet örnek üzerinde yapılmıştır.

Kayaçlar sırasıyla fosilli kireçtaşı, masif kireçtaşı, volkanik breş, andezit ve granittir. Yoğunluk hesaplamaları yapılırken silindirik örneklerin hacim

ve ağırlıkları dikkate alınmıştır. Örneklerin boyutlarının ölçümünde 0.01 mm hassasiyete sahip dijital kumpas kullanılmıştır. Deneyler ISRM (2007) tarafından önerilen yöntemlere göre yapılmıştır. Örnekleri suya doygun hale getirmek için 24 saat su içinde bekletilmiştir. Su içerisinde alınan örnekler kuru yüzey doygun ağırlık olacak şekilde tartılmıştır.

Söz konusu örneklerdeki suyu uzaklaştırmak için ise 24 saat etüve (105°C) konulmuştur. Deneysel çalışmalara ait bazı görüntüler Şekil 1'de yer almaktadır. Örneklerin porozite ve yoğunluk değerleri Tablo 1 ve 2'de verilmiştir.



Şekil 1. Deneylere ait görüntüler

Tablo 1. Örneklerin kuru yoğunlukları (t/m³)

Yöntem	Kireçtaşı	Fosilli kireçtaşı	Volkanik breş	Andezit	Granit
(1) Silindirik-şekilli	2,66	2,04	2,60	2,50	2,62
(2) Arşimed-silindirik	2,72	2,05	2,63	2,51	2,53
(3) Arşimed-şekilsiz	2,50	2,15	2,66	2,47	2,60
(4) Mezür-silindirik	2,64	2,12	2,61	2,49	2,66
(5) Mezür-şekilsiz	2,58	2,03	2,64	2,47	2,58

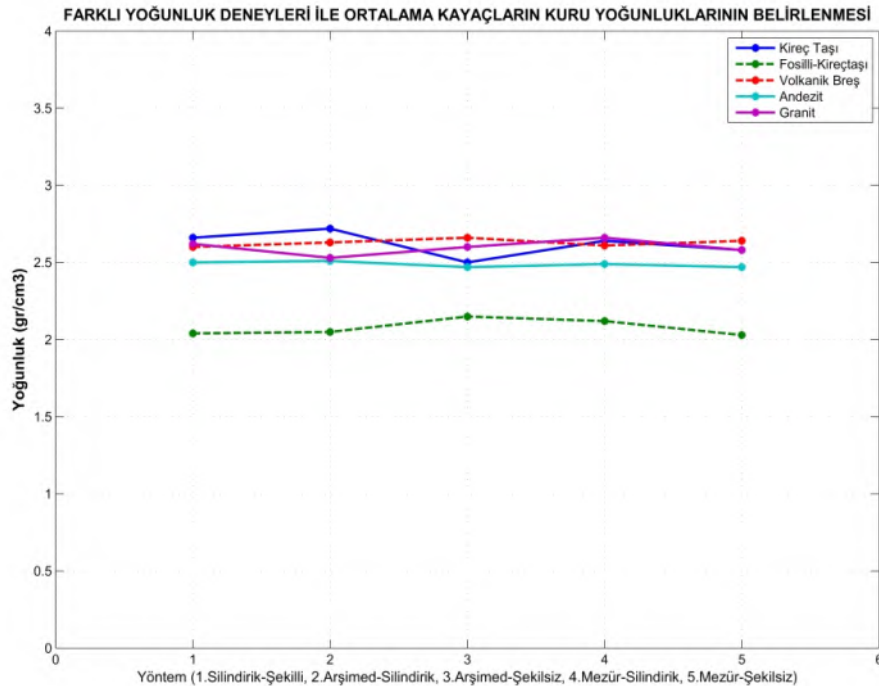
Tablo 2. Örneklerin doymuş yoğunlukları (t/m³)

Yöntem	Kireçtaşı	Fosilli kireçtaşı	Volkanik breş	Andezit	Granit
(1) Silindirik-şekilli	2,66	2,25	2,66	2,566	2,63
(2) Arşimed-silindirik	2,739	2,25	2,66	2,576	2,65
(3) Arşimed-şekilsiz	2,64	2,33	2,67	2,57	2,60
(4) Mezür-silindirik	2,645	2,33	2,64	2,566	2,66
(5) Mezür-şekilsiz	2,698	2,203	2,67	2,55	2,58

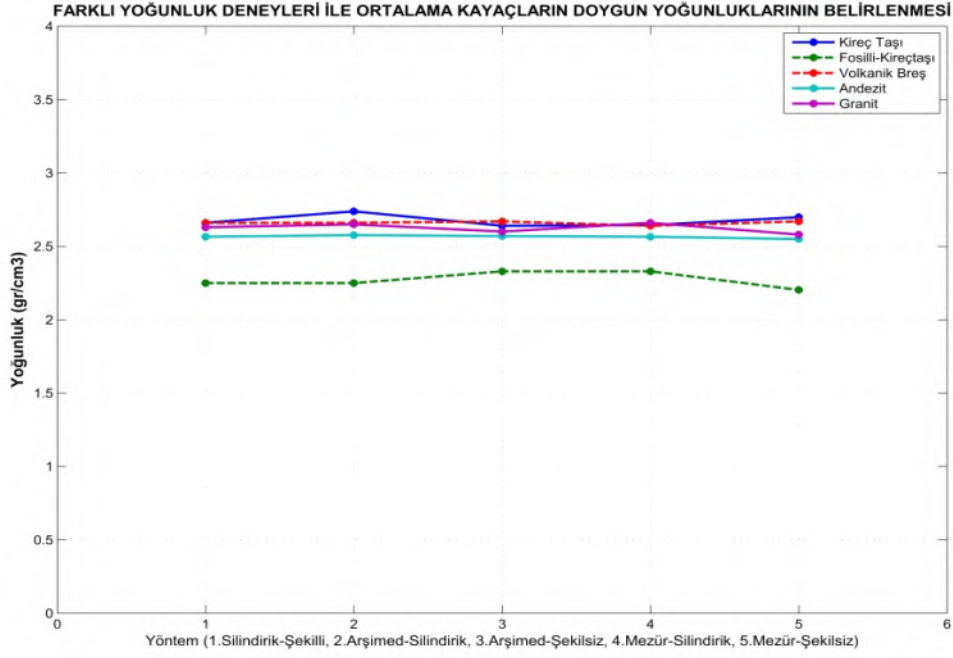
3 BULGULAR VE İRDELEME

Tablo 1 ve Tablo 2’deki örneklere ait grafikler Şekil 2 ve Şekil 3’te verilmiştir. Grafikler incelendiğinde bu çalışmada kullanılan beş yöntemin sonuçlarının

birbirleriyle nispeten uyumlu olduğu görülmektedir. Beş farklı kayaç (kireçtaşı, fosilli-kireçtaşı, volkanik breş, andezit ve granit) örneğinin kullanıldığı bu çalışma için kaya tipinin yöntemler üzerinde herhangi bir etkisinin olmadığı görülmüştür.



Şekil 2. Kayaçların kuru yoğunluk değerleri



Şekil 3. Kayaçların doygun yoğunluk değerleri

Beş farklı yöntemle yapılan deneylerden benzer bulgular elde edilmesinden dolayı, yöntemleri elde edilen bulgulara göre değil de pratikliğine/kolaylığına göre kıyaslanmanın daha doğru olabileceği düşünülmüştür. Belli bir geometriye sahip örneklerde (silindirik – şekilli) yapılan deneylerde hacim hesabı çok kolay olduğundan çok daha hızlı sonuçlar elde edilebilmektedir. Ancak, yeterince düzgün olmayan yüzeylerin teorikte hesaplanan değeri, gerçek hacminden farklı olabileceği için sonuçları kısmen etkileme olasılığı bulunmaktadır. Arşimet silindirik yönteminde; hacim hesabı yapılırken, deneyin başladığı an ve 24 saat sonra hacmin (su içerisindeki ağırlığın) dengeye ulaştığı değer alınmaktadır. Ancak şekilli kayaç numunelerinin yüzey alanlarının az oluşları ve içerisindeki boşluklu yapılara saf suyun nüfuz etmesi zaman alacağından, belirli bir geometriye sahip örneklerin hacim hesaplamaları geometrik ölçümler ile belirlenmesi, deney numuneleri arasında daha optimum sonuç verdiği gözlenmiştir.

Arşimet şekilsiz yönteminde deney örneklerinin amorf yapıları nedeni ile yüzey alanlarındaki artış, deneyin

daha sağlıklı yapılmasına imkân sağlamıştır. Bu sayede deney düzeneğindeki saf suyun daha fazla yüzeye temas etmesi, ilk ve son ölçümde daha kararlı sonuçlar vermiştir. Ancak şekilsiz örnek numunelerinde kopmalar meydana gelebileceğinden, numune kaybı yaşanabilmektedir. Her bir örnek dikkatli ve numune sırasına uygun şekilde deney düzeneğine tabi tutulmalıdır. Mezür silindirik yönteminde; şekilli örneklerde çok hızlı ve kolay hacim hesabı yapılabilmektedir. Bu açıdan Mezür yöntemi diğer 5 yöntem arasından sıyrılmaktadır. Ancak dereceli silindir içerisinde hacim aralıklarının belirlenirken, derece skalasının genişliği ile sınırlı kalırken, değer okuma esnasındaki hata payı da göz önüne alınmalıdır. Mezür yöntemi uygulamada hızlı ve kolaylık sağlarken yaklaşık olarak doğru değeri belirlemek mümkündür. Mezür Şekilsiz yöntemi diğer 5 yöntemle nazaran daha hızlı sonuç vermektedir. Deney esnasında numune kaybı sorunu bu yöntemde de mevcuttur. Ayrıca şekilsiz örneklerin yüzey alanlarındaki artış, suyla olan temasını da doğru oranda arttırmaktadır. Yüzey alanının artması porozitesi yüksek kayaçlarda, kuru yoğunluk hesaplamalarında hatalı sonuçlar doğurabileceği düşünülmektedir.

4 SONUÇLAR

Şekilli ve şekilsiz kayaçların yoğunlukları hesaplanırken birçok farklı yöntem kullanılmaktadır. Bu çalışmada 5 farklı kayaç numunesinden üç örnek olacak şekilde 15 karot numunesi alınmıştır. Her bir numune şekilli ve şekilsiz olmak üzere, 5 farklı yoğunluk deneyine tabi tutularak, farklı porozite değerine sahip olan numunelerin yoğunlukları hesaplanmıştır. Hesaplanan yoğunlukların yaklaşık değerler çıkması, numunelerin porozite, yüzey alanlarındaki farklılıklar ve deney türünün etkisiyle değiştiği gözlenmiştir.

Şekilli kayaç numunelerinin deneyin kolaylığı ve hata payının düşük olması sebebi ile mezür yöntemi, diğer yöntemlere nazaran daha hızlı ve kolay sonuç verdiği gözlenmiştir. Öte yandan, şekilsiz kayaç numunelerinin hacim hesabının diğer yöntemlere nazaran daha kolay yapılması, deney esnasında en az

malzeme kaybının gözlenmesi, numune ölçümleri sırasında en sağlıklı hacim değerlerinin okunması sebepleri ile Arşimed yöntemi diğer yöntemlere nazaran avantajlı görünmektedir.

Gerçekleştirilen çalışma sonucunda; her bir yöntemde gözlenen deney zorlukları, buna bağlı olarak araştırmacı hataları, deney esnasında gerçekleşen malzeme kayıpları, bütün yöntemlerin tek bir cihaz ile gerçekleştirilebilir mi sorusunu akıllara getirmektedir. Yoğunluk deneylerini optimize edebilecek bir cihaz ile insan hatalarının en aza indirilmesi, hızlı ve doğru sonuca varılması, araştırmacılar açısından kolaylık sağlayacağı düşünülmektedir. Yapılan çalışmalar, ön görülen cihazın üretilmesi için ön değerlendirmeleri kapsamakta ve cihazın geliştirilmesi için önemli veriler içermektedir.

KAYNAKLAR

- Aldaş, G. G., 2002. Effect of some rock mass properties on blasting induced ground vibration wave characteristics at Orhanlı surface coal mine, PhD Thesis, METU, p. 113.
- Bohloli, B., 1997. Effect of the geological parameters on rock blasting using the Hopkinson Split Bar, Int. J. Rock. Min. Sci. v. 34, pn. 32.
- Esenli, V., 1996. Kırmataş Hammaddeleri ve Standartları. I. Ulusal Kırmataş Sempozyumu'96, İstanbul.
- 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.
- Kekeç, B., Gökay M. K., 2010. Farklı kayaçlar üzerinde oluşturulan yapay titreşim dalga hareketlerinin incelenmesi. Dumlupınar Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi, 21 67 – 75.

Yeraltı Açıklıklarında Kayaların Duraylılık Analizi için Zaman-Yük-Deformasyon-Dayanım Hiperyüzeylerinin Oluşturulması: Yeni Bir Yaklaşım

A new approach to time-load-deformation-stress hypersurface of rocks to stability control of underground openings

C.O. Aksoy¹, G.G. Uyar² & S. Şafak³

¹,Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, İzmir-Türkiye

²,Hacettepe Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Ankara-Türkiye

³,Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Bilgisayar Mühendisliği Bölümü, İzmir-Türkiye

ÖZET: Kaya mühendisliğindeki en önemli gelişmeler, kayaların farklı yükler altında zamanla ne çeşit bir deformasyona maruz kaldığı ile doğrudan ilgilidir. Kayaların matematiksel olarak zaman-yük-deformasyon (ZYD) karakteristiklerini belirlemek amacıyla bir çok çalışma yapılmıştır. Farklı yükler altında kayaçların zamana bağlı deformasyon davranışı, uzun vadede, kaya yapılarının dengesiz koşullarının belirlenmesi için önemlidir. Öte yandan kayanın dayanımı da ayrı bir öneme sahiptir. Bu çalışmada geliştirilen yeni model, zaman-yük-deformasyon-dayanım gibi dört değişkene sahiptir. Kısaca zaman-yük-deformasyon için geliştirilen üç bileşenli yüzeylerden yola çıkarak, zaman-yük-deformasyon-dayanım (ZYDD) dört bileşenli bir hiperyüzey oluşturulmuştur. ZYDD hiperyüzeylerinin özellikle kayaç yapı analizinin nümerik modelleme çalışmalarına katkıda bulunacağı düşünülmektedir.

ABSTRACT: The most important developments in rock engineering are about time-dependent deformation behavior of rocks under different loads. Many studies have been done for the purpose of identifying mathematically time-load-deformation (ZYD) characteristics of the rocks. The time-dependent deformation behavior of the rocks under different loads is important to determine unstable conditions of the rock constructions in the long term. On the other hand, the strength of the rock is also part of these analyzes. The new model developed in this study has four variables such as time, load, deformation and strength. Therefore, ZYD surfaces developed for time-load-deformation has been associate with another variable and three components (ZYD) surfaces eventually transformed into four component (time-load-deformation-strength; ZYDD) hypersurfaces. It is thought that the ZYDD hypersurfaces will especially be contributed to the numerical modeling studies of rock constructions analysis.

1 GİRİŞ

Kaya kütlesi içindeki mühendislik yapıları uzun süre ayakta durur. Bu yapılar servis süresi boyunca belirli yüklere maruz kalır ve kaya kütlelerinin yük altında uzun süreli deformasyon davranışı, kaya yapılarının duraylılığı açısından önemlidir. Kayaçların zamana bağlı deformasyon davranışını etkileyen bazı özellikler aşağıda verilmiştir,

- Kaya malzemesinin özellikleri
- Kaya kütlelerindeki süreksizlikler ve özellikleri
- Kaya kütlesi tipi (bloklu, çok bloklu, şişen vb.)
- Yeraltı suyu hareketleri
- Fayların, kırıkların ve tektonizmanın etkileri

Brace vd. (1966) ve Bieniawski (1967) deforme bir kayacın gerilme-deformasyon davranışını ortaya

koymuş ve kayaçtaki deformasyon adımlarını şu şekilde sınıflandırmıştır,

- 1-Çatlakların kapanması (1. aşama)
- 2-Doğrusal elastik deformasyon (2. aşama)
- 3-Karalı kırık yayılımı (3. aşama)
- 4-Kararsız kırık yayılımı (4. aşama)
- 5-Yenilme ve yenilme sonrası davranış (5.aşama)

Kaya mühendisliği tasarımının en önemli kısmı, kayaçların deformasyon ve dayanım özelliklerini, tasarımın yapıldığı yerde en uygun biçimde temsil etmektir. Ayrıca, kaya kütlelerinin parametrelerini belirlemek için bir çok farklı yöntem kullanılmaktadır. Yerinde yapılan deneyler hem çok pahalı hem de çok zaman alıcı bir yoldur ve deneylerden elde edilen sonuçlar deneyden deneye farklılık göstermektedir (Palmström, 2001). Bu

nedenle, geliştirilen formüller ile kaya kütlelerinin deformasyon modülünü belirlemesi daha yaygın olarak kullanılmaktadır. Diğer bir önemli parametre ise kaya kütlesi dayanımıdır. Bu parametre ampirik formüllerle de tespit edilebilir. Barla (1995) kayaların yüksek deformasyon kabiliyetinin olduğunu (sünme) ve bunun uzun süre devam edebileceğine dikkat çekmiştir. Bu durum kayadan kayaya farklılık gösterir. Kaya kütlelerinin zamana bağlı davranışı kırıklı kayaçalarda çok önemlidir (Bieniawski, 1970). Kaya mühendisliği çalışmaları incelendiğinde, zaman-yük-deformasyon ve dayanım gibi parametrelerin kağıt üzerinde hesaplandığı gibi olmadığı görülür. Kaya kütlelerinin zaman-yük-deformasyon-dayanım (ZYDD) davranışı, bu araştırma kapsamında tanımlanmaya çalışılmıştır. Bu amaçla, 12 değişik yeraltı açıklığı üzerinde çalışılmış ve kayaların ZYDD karakterizasyonunu tanımlayan hiperyüzeyler geliştirilmeye çalışılmıştır. Bunlar, Soma Eynez Yeraltı Kömür Ocağı (marn), Soma Işıklar Yeraltı Kömür Ocağı (kıltaşı,marn,kireçtaşı,konglomera), Polyak Yeraltı Kömür Ocağı (şist), Afyon Tünelleri (konglomera1-2), Tokat Topçam Tüneli (kumtaşı1-2) ve Ordu Mesudiye Tüneli'dir (marn).

2 ARAŞTIRMA BÖLGELERİNİN KAYA KÜTLESİ ÖZELLİKLERİ

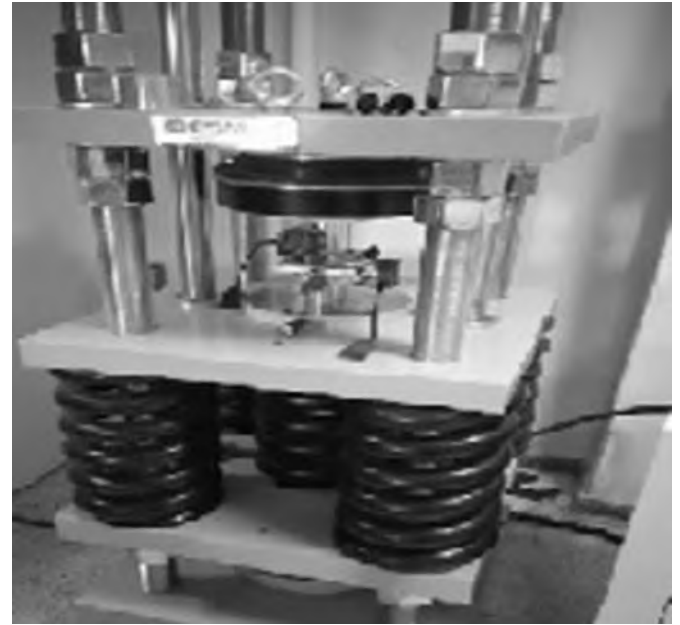
Araştırma kapsamında incelenen kaya kütlelerinin genel özellikleri Çizelge 1'de verilmiştir. Çizelge 1'den araştırmaya ait kaya kütleleri çok zayıf ve iyi kaya kütlesi arasında değiştiğini görebiliriz.

Çizelge 1. Kaya kütlelerinin türleri ve özellikleri

Proje	d (t/m3)	v	GSI	σ_c (kPa)	Φ_c (°)	E_{max} (MPa)	σ_t (MPa)	σ_{max} (MPa)	σ_{max} (kPa)	Φ_{max} (°)	E_i (MPa)
Afyon Konglomera-1	2.41	0.26	30	173	42.11	800	9.99	0.172	400	38	1180
Afyon Konglomera-2	2.44	0.27	40	191	44.22	1200	13.07	0.432	700	44	2050
Eynez Marn	2.34	0.23	50	322	45.36	1400	24.29	1.463	800	42	1910
Tuncbilek Kıltaşı	2.27	0.33	45	297	39.92	2000	28.40	1.273	1200	38	3210
Işıklar Marn	2.41	0.26	55	445	47.70	619	29.42	2.367	1000	48	1560
Işıklar Konglomera	2.45	0.37	40	167	42.04	3360	12.39	0.410	410	42	8360
Işıklar Kıltaşı	2.31	0.31	50	793	2308	2300	20.74	1.249	840	42	4900
Işıklar Kireçtaşı	2.54	0.27	60	862	53	1800	52.07	5.572	4000	38	4420
Mesudiye Marn	2.47	0.30	65	1048	46	740	62.07	8.812	2080	44	1740
Polyak Şist	2.11	0.29	45	258	45.86	1200	20.16	0.904	720	38	2090
Topçam Kumtaşı-1	2.71	0.31	65	923	60.27	1440	52.26	7.414	200	62	4440
Topçam Kumtaşı-2	2.76	0.23	75	1247	62.41	4800	80.63	15.16	300	42	12020

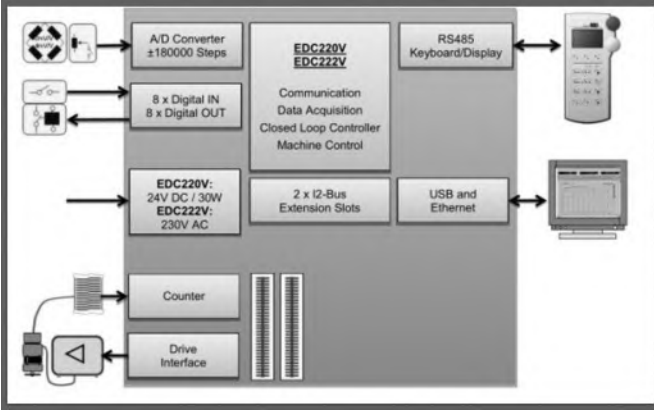
3 KAYAÇLARIN ZYDD KARAKTERİZASYONUNU TANIMLAYAN HİPERYÜZEYLERİN GELİŞTİRİLMESİ

Kayaçların deformasyon davranışlarını tanımlarken, yük, yükün maruz kalma süresi, maruz kalma süresi boyunca oluşan deformasyon ve bu deformasyon miktarının yenilmeye neden olup olmadığı önemlidir. Bahsedilen bu dört değişken, kaya yapılarının istikrarı üzerinde ayrı ayrı etkili olsa da, bunların işlevleri bir bütün olarak kaya malzemesinin davranışını tanımlar. Geliştirilen hiperyüzeyler, bu dört değişkeni tanımlayarak oluşturulmuştur ve hiperyüzey denklemleri için 12 farklı yeraltı açıklığı üzerinde çalışılmıştır. Sabit yük altında kayaçların zamana bağlı deformasyon davranışını araştırmak için servo-kontrollü hidrolik bir yükleme düzeneği kurulmuştur (Şekil 1).



Şekil 1. Kayaçlara sabit yük uygulanmış laboratuvar ekipmanı

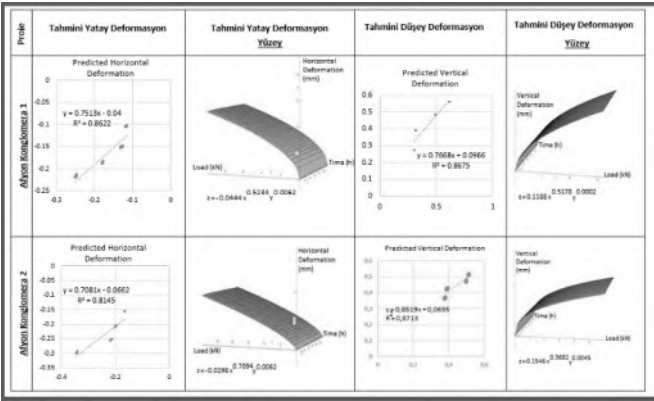
Hidrolik yükleme ekipmanı ile çeşitli kaya türlerine farklı sabit yükler uygulanmıştır. Uygulanan yükleri seçerken kaya kütlelerinin tek eksenli basınç dayanımı (UCS) dikkate alınmıştır. Aynı kayacın tek eksenli basınç dayanımının %50, %60, %70 ve %80 değerleri kaya üzerine sabit yük olarak yüklenmiştir. Deneyler sırasında numunelerin deformasyon miktarları düzenli olarak ölçülmüştür (Şekil 2). Örneklerin iki gün boyunca herhangi bir deformasyona uğramadığı aralık genellikle 7-10 gün arasında bir zamana tekabül etmiştir. Sabit yük altında, numunelerde zamana bağlı olarak farklı elastik modül ve farklı poison oranları değerleri gözlenmiştir.



Şekil 2. Deformasyon kayıt sistemi

3.1 Değişik sabit yük altındaki bazı kayaçların zamana bağlı deformasyon davranışlarının belirlenmesi

Bu araştırmanın temel amacı farklı sabit yükler altında farklı kayaç çeşitlerinin zaman içindeki deformasyonları hakkında bir tahmin yapmaktır. Deneyler sırasında test ortamının sıcaklığı ve nemi sabit tutulmuştur. Zaman içindeki deformasyon değişiklikleri farklı yeraltı açıklıklarından gelen kaya türlerine çeşitli sabit yükler vererek analiz edilmiştir. Deneyden elde edilen sonuçların bir örneği Şekil 3’de verilmiştir (Afyon Konglemera 1-2).



Şekil 3. Sabit yük altındaki kayalardaki zamana bağlı deformasyonlar (Afyon Konglemera 1-2)

Bu bölümde çok değişkenli fonksiyonlar ; $z = f(x, y)$ ve $u = h(x, y, z)$, $\mathbb{R}^3$ ve $\mathbb{R}^4$ üzerinde tanımlanmıştır. Yüzey $z = f(x, y)$, $\mathbb{R}^2$ ’de (x_i, y_j) tarafından gridlenmiş bölgeye bir yaklaşım olarak kabul edilir ve $z_{ij} = f(x_i, y_j)$ verileri, x ’in yük (kN), y ’nin zaman (saat) ve z ’nin yatay veya düşey deformasyon olduğu dikdörtgen bölgedeki farklı noktadaki iki değişkenin durumu için

belirlenmiştir. Dikdörtgen bölgenin yaklaşık bir yüzeyi $z = g(x, y) = ax^b y^c$ verildiğinde, bu $z_{ij} = g(x_i, y_j) = ax_i^b y_j^c$ dikdörtgen bölgesindeki her noktadan geçer. Bağımsız değişkenlerin yük ve zamana sahip doğrusal olmayan bir yüzeyin sırasıyla x ve y olarak adlandırıldığını ve bağımlı değişkenlerin, yatay ve düşey deformasyonların z_h , z_v olarak adlandırıldığını varsayalım. $z_h = a_h x^{b_h} y^{c_h}$ ve $z_v = a_v x^{b_v} y^{c_v}$ formüle edilebilir ve tanımlanan yüzeyler minimum hata ile verilen verileri kullanarak cevap verebilir. Son olarak a_h ve a_v parametrelerini belirlemek için en küçük kareler yönteminde b_h , c_h , b_v ve c_v katsayıları kullanılabilir. Bu yüzeyler aşağıdaki gibi doğrusal formlara dönüştürülebilir,

$$u_h = k_h + b_h X + c_h Y$$

$$u_v = k_v + b_v X + c_v Y$$

$u_h = Lnz_h$, $u_v = Lnz_v$, $k_h = Lna_h$, $k_v = Lna_v$ olduğunda, $X = Lnx$ ve $Y = Lny$ ’dir. Doğrusal model X , Y süreç değişkenleri ve logaritmik deformasyonlar u_h ve u_v arasında $u_h = k_h + b_h X + c_h Y + \varepsilon_h$ ve $u_v = k_v + b_v X + c_v Y + \varepsilon_v$, ε_h ve ε_v hata terimleri ve a_h, a_v, b_h, c_h, b_v ve c_v katsayılarını uygun bir ilişki içinde belirleyip geliştirmek için en küçük kareler yöntemi kullanılmıştır. Deneysel süreçte her kayanın yatay ve düşey deformasyon değerlerini içeren yaklaşık 500 gözlem yapılmıştır. Problem;

$$\sum_{i=1}^n (k_h + b_h X_i + c_h Y_i - u_{h_i})^2 = \sum_{i=1}^n (\varepsilon_{h_i})^2$$

ve

$$\sum_{i=1}^n (k_v + b_v X_i + c_v Y_i - u_{v_i})^2 = \sum_{i=1}^n (\varepsilon_{v_i})^2$$

olarak verilerin kullanılması için formüle edilmiştir. Bu formüllerde n her kayacın deneysel sayısıdır. Açıkcası yukarıdaki denklemlerin karesini asgariye indirisek lineer system,

$$nk_h + b_h \sum_{i=1}^n X_i + c_h \sum_{i=1}^n Y_i = \sum_{i=1}^n u_{h_i}$$

$$k_h \sum_{i=1}^n X_i + b_h \sum_{i=1}^n (X_i)^2 + c_h \sum_{i=1}^n X_i Y_i = \sum_{i=1}^n X_i u_{h_i}$$

$$k_h \sum_{i=1}^n Y_i + b_h \sum_{i=1}^n X_i Y_i + c_h \sum_{i=1}^n (Y_i)^2 = \sum_{i=1}^n Y_i u_{h_i}$$

ve

$$nk_v + b_v \sum_{i=1}^n X_i + c_v \sum_{i=1}^n Y_i = \sum_{i=1}^n u_{v_i}$$

$$k_v \sum_{i=1}^n X_i + b_v \sum_{i=1}^n (X_i)^2 + c_v \sum_{i=1}^n X_i Y_i = \sum_{i=1}^n X_i u_{v_i}$$

$$k_v \sum_{i=1}^n Y_i + b_v \sum_{i=1}^n X_i Y_i + c_v \sum_{i=1}^n (Y_i)^2 = \sum_{i=1}^n Y_i u_{v_i}$$

olarak elde edilir.

Normal denklemler olarak adlandırılan bu doğrusal sistemler, aşağıdaki gibi matris gösterimi kullanılarak yeniden yazılmıştır,

$$\begin{bmatrix} n & \sum_{i=1}^n X_i & \sum_{i=1}^n Y_i \\ \sum_{i=1}^n X_i & \sum_{i=1}^n (X_i)^2 & \sum_{i=1}^n X_i Y_i \\ \sum_{i=1}^n Y_i & \sum_{i=1}^n X_i Y_i & \sum_{i=1}^n (Y_i)^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_h \\ b_h \\ c_h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n u_{h_i} \\ \sum_{i=1}^n X_i u_{h_i} \\ \sum_{i=1}^n Y_i u_{h_i} \end{bmatrix},$$

$$\begin{bmatrix} n & \sum_{i=1}^n X_i & \sum_{i=1}^n Y_i \\ \sum_{i=1}^n X_i & \sum_{i=1}^n (X_i)^2 & \sum_{i=1}^n X_i Y_i \\ \sum_{i=1}^n Y_i & \sum_{i=1}^n X_i Y_i & \sum_{i=1}^n (Y_i)^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_v \\ b_v \\ c_v \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n u_{v_i} \\ \sum_{i=1}^n X_i u_{v_i} \\ \sum_{i=1}^n Y_i u_{v_i} \end{bmatrix}$$

Açıkça görülmektedir ki, katsayı matrisleri aynıdır ve bu nedenle aynı matris denklemi olarak ifade edilmektedir. Öncelikle nx3 katsayı matrisi (1) ve (2)'de tanımlandığı gibi

$$A = [1 \quad X \quad Y]$$

$$1 = \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ \vdots \\ 1 \end{bmatrix}, \quad X = \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ \vdots \\ X_n \end{bmatrix} \quad \text{ve} \quad Y = \begin{bmatrix} Y_1 \\ Y_2 \\ \vdots \\ Y_n \end{bmatrix} \quad nx1 \text{ vektörleri.}$$

Matrix denklemi ise,

$$\begin{bmatrix} 1 & X & Y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_h & k_v \\ b_h & b_v \\ c_h & c_v \end{bmatrix} = [U_h \quad U_v],$$

$$AT = C, \quad T = \begin{bmatrix} k_h & k_v \\ b_h & b_v \\ c_h & c_v \end{bmatrix} \quad \text{ve}$$

$$C = [U_h \quad U_v] = \begin{bmatrix} u_{h1} & u_{v1} \\ u_{h2} & u_{v2} \\ \vdots & \vdots \\ u_{hn} & u_{vn} \end{bmatrix} \quad \text{olduğu zaman bir}$$

matris olarak adlandırılabilir.

$L = (AT - C)'(AT - C)$ fonksiyonu T matrisin katsayı elemanlarına göre en aza indirgenir. En küçük kareler yöntemi normal denklemi ($A^t AT = A^t C$) basitleştirirken, T 'yi sağlamlaştırır ($\frac{\partial L}{\partial T} = -2A^t C + 2A^t AT = 0$). Burada A^t , A

matrisinin transpozudur. A matrisi tam sütun sıralamasına sahip olduğunda, Moore-Penrose denklemindeki A 'nın tersi A^+ ve normal denklemin eşsiz çözümü $T = (A^t A)^{-1} A^t C = A^+ C$ formunda elde edilir. Burada, A 'nın Moore-Penrose tersi A^+ olduğunda, $A^+ = (A^t A)^{-1} A^t$ 'dır.

4 DEĞERLENDİRME

Hiperyüzey modeli, farklı yükler altında kaya kütlelerindeki mühendislik yapılarının zamana bağlı deformasyon davranışını tanımlamak ve kaya kütlelerindeki gerilme miktarına bağlı olarak yapıların kararlılığını sorgulamak için geliştirilmiştir. Kaya kütleleri deformasyonunun zamana ve yüke bağlı karakterizasyonu 12 farklı kaya mühendisliği projesinde yapılan araştırmaların bir sonucu olarak tespit edilmiştir. Üç değişkenli karakterizasyonlar, tüm kaya türlerini içeren bir denklemde belirlenmiştir. Kayaçların zamana ve yüke bağlı mekanik davranışını temsil eden yüzey örneği Şekil 3'te verilmiştir. Tanımlanan yüzeyler üstel fonksiyon formülü ile belirtilmiştir (Şekil 3). Genel anlamda yüzey formülü;

$$z = a \cdot x^b \cdot y^c$$

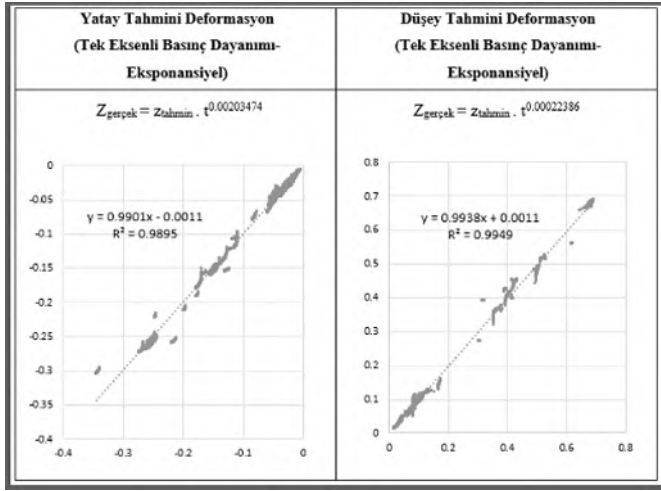
şeklinde. Burada (z) deformasyonu, (x) yükü, (y) zamanı temsil eder. (a), (b) ve (c) ise sabit sayılardır. Bu formülle tanımlanan ZYD ilişkisi, kayacın dayanımı ile ilişkilendirilmiş ve dört değişkenli

hiperyüzeyler elde edilmiştir. Hiperyüzeyleri tanımlayan yeni formül aşağıdaki gibidir;

$$Z_{measured} = a \cdot x^b \cdot y^c \cdot t^d$$

$$Z_{measured} = Z_{predicted} t^d$$

Burada, (t) tek eksenli basınç dayanımını temsil eder ve (d) ise sabit sayıdır. Gerçek deformasyon ile geliştirilen model sonucunun tahmini deformasyonu Şekil 4'te verilmiştir.



Şekil 4. Ölçülen ve tahmini deformasyon arasındaki ilişki

Geliştirilen ZYDD modeline bağlı olarak tahmin edilen deformasyonlar ile gerçek ölçülen deformasyonlar arasında oldukça yüksek derecede bir yakınlık olduğu sonucuna varılmıştır.

5 SONUÇ

Kaya mühendisleri, karmaşık kaya yapılarında birçok parametreyi göz önünde bulundurarak güvenli yapılar tasarlamaktadırlar. Bu parametrelerden biri, zamanla kaya üzerinde deformasyona neden olan yük miktarı ve ikincisi de kayacın bir yüke karşı deformasyon davranışdır. Bu deformasyon davranışı yük ve zamana göre farklılık gösterebilir. Kaya deformasyonlarının yüke karşı durduktan sonra sistemin mekanik olarak dengelenmesine kadar geçen süre, parametrelerden üçüncü sırada yer almaktadır. Ayrıca yüke maruz kalma süresinde yenilmeye neden olup olmadığını gösteren son parametre, ilk üç parametreden gelişen

mekanik durum ile kayanın dayanımı arasındaki ilişkidir. Çok sayıda kaya türü üzerinde yapılan çalışmalar sonucunda, ilk üç parametreyi ve kayanın dayanımını göz önüne alarak geliştirilen hiperyüzey performansı yatay deformasyonlarda $R^2=0,9895$ ve düşey deformasyonlarda $R^2=0,9949$ olarak elde edilmiştir.

TEŞEKKÜR

Bu araştırma TÜBİTAK tarafından desteklenmiş olup proje numarası 114M566'dır. Yazarlar TÜBİTAK'a teşekkür eder.

KAYNAKLAR

- Brace, W.F., Paulding, B.W., & Scholz, C. (1966). Dilatancy in the fracture of crystalline rocks. *J. Geophysics. Res.*, 71, 3939–3953.
- Bieniawski, Z. T. (1967b). Mechanism of brittle fracture of rock: Part II--experimental studies. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 4(4), 407-423.
- Palmström A. And Singh R., The deformation modulus of rock masses-comparisons between in situ tests and indirect estimates; *Tunneling and Underground Space Technology*, Vol. 16, No. 3, 2001, pp. 115 - 131.
- Nicholson, G.A., Bieniawski, Z.T., 1990. A nonlinear deformation modulus based on rock mass classification. *Int. J. Min. Geol. Eng.* 8, 181–202.
- Mitri, H.S., Edrissi, R., Henning, J., 1994. Finite element modelling of cable-bolted stopes in hardrock ground mines. In: *SME Annual Meeting*. Albuquerque, New Mexico, pp. 94-116.
- Kayabasi, A., Gokceoglu, C., Ercanoglu, M., 2003. Estimating the deformation modulus of rock masses: a comparative study. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 40, 55-63.
- Gokceoglu, C., Sonmez, H., Kayabasi, A., 2003. Predicting the deformation moduli of rock masses. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 40, 701-710.
- Sonmez, H., Gokceoglu, C., Ulusay, R., 2004. Indirect determination of the modulus of deformation of rock masses based on the GSI system. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 41, 849-857.
- Sonmez, H., Gokceoglu, C., Nefeslioglu, H.A., Kayabasi, A., 2006. Estimation of rock modulus: for intact rocks with an artificial neural network and for rock masses with a new empirical equation. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 43, 224-235.
- Hoek, E., Diederichs, M.S., 2006. Empirical estimation of rock mass modulus. *Int. J. Rock Mec. Min. Sci.* 43, 203–215.
- Aksoy C.O., Geniş M., Aldaş G.U., Özacar V., Özer S.C., Yılmaz Ö., A comparative study of the determination of rock mass deformation modulus by using different empirical approaches, *Engineering Geology* 131–132 (2012) 19–28.
- Cai, M., Moriokb H., Kaiser P.K., Tasaka Y., Kurose H., Minami M., Maejima T., Back-analysis of rock mass strength parameters using AE monitoring data, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 44 (2007) 538–549.

- Halakatevakis N., Sofianos A.I., Strength of a blocky rock mass based on an extended plane of weakness theory, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 47 (2010) 568–582.
- Dinc O.S., Sonmez H., Tunusluoglu C., K.E.Kasapoglu, A new general empirical approach for the prediction of rock mass strengths of soft to hard rock masses, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 48 (2011) 650–665.
- Kalamaris GS, Bieniawski ZT. A rock mass strength concept for coal incorporating the effect of time. In: *Proceedings of the eighth international congress of the rock mechanics*, Rotterdam: Balkema; 1995. p. 295–302.
- Brown ET. Estimating the mechanical properties of rock masses. In: *Proceedings of the first southern hemisphere rock mechanics symposium*, Perth: Austral Centre Geomech; 2008. p. 3–22.
- Edelbro C, Sjöberg J, Nordlund E. A quantitative comparison of strength criteria for hardrock masses. *Tunnell Undergr Space Technol*, 2006;22:57–68.
- Barla G, *Tunneling Under Squeezing Rock Conditions*, 1995.
- Bieniawski Z. T., *Time-Dependent Behavior of Fractured Rock*, *Rock Mechanics*, (1970), 2, 123–137, Springer-Verlag.
- Fuenkajorn T, Sriapai K, Samsri P, Effects of loading rate on strength and deformability of Maha Sarakham salt, *Engineering Geology* 135–136 (2012) 10–23.
- Carter TG, Diederichs MS, Carvalho JL. A unified procedure for prediction of strength and post yield behaviour for rock masses at the extreme ends of the integrated GSI and UCS rock competence scale. In: *Proceedings of the 11th congress of the international society for rock mechanics*, Lisbon, London: Taylor & Francis; 2007. p. 161–4.
- Carvalho JL, Carter TG, Diederichs MS. An approach for prediction of strength and post yield behaviour for rock masses of low intact strength. In: *Proceedings of the first Canada–US rock symposium*, Vancouver; 2007. p. 249–57.
- Diederichs MS, Carvalho JL, Carter TG. A modified approach for prediction of strength and post yield behaviour for high GSI rockmasses in strong, brittle ground. In: *Proceedings of the first Canada–US rock symposium*, Vancouver; 2007. p. 277–8.

Eti Bakır A.Ş. Murgul Çakmakaya Sahası Şev Stabilite Sorunları ve Buna Yönelik Geliştirilen Çözümler: Uygulama Çalışması

Slope Stability Problems on Eti Bakır A.Ş. Çakmakaya Open Pit Field and Provided Solutions: A Case Study

Ünsal ARKADAŞ, M. Sinan KABALOĞLU

ETİ Bakır A.Ş. Damar 08510 Murgul, Artvin / TÜRKİYE

ÖZET: Bu çalışmada, Eti Bakır A.Ş. Çakmakaya (Artvin/Murgul) açık ocağında meydana gelen çatlakların ve yer akmaları sebebi ile meydana gelebilecek kütle hareketlerinin önlenmesi amacıyla stabilite analizleri, kayma gözlemleri ve jeofizik etüt çalışmaları yapılmıştır. Çalışma ile riskli olabileceği tespit edilen bölgelerde deformasyon kazıkları kullanılarak izlemeler yapılmış, duraylılığı sağlamak amacıyla gerekli görülen riskli alanlarda hafifletme kazıları yapılmış ve ilave olarak payanda dolgu oluşturulması sağlanmıştır. Yapılan analiz ve stabilizasyon çalışmaları neticesinde ocakta meydana gelmesi muhtemel zemin kayması problemlerine karşı erken müdahale edilerek önleyici tedbirlerin alınması sağlanmıştır.

ABSTRACT: In this study, stability analyzes, slope failure observations and geophysical exploration studies were carried out in order to prevent potential mass movements due to the tension cracks and local slope slides on the stripping slopes in Eti Bakır A.Ş. Çakmakaya open pit quarry (Artvin/Murgul). During the study, observations were made using displacement piles on the areas supposed to be under risk, rock excavations were carried out in order to provide/increase durability in the risky areas and additionally, cross walls were constructed via rock filling. Owing to the exploration analysis and stabilization studies, early preventive measures were provided against possible failure problems that may occur on the slopes of the quarry.

1 GİRİŞ

Bu çalışma, Artvin ili, Murgul İlçesi, Damar Köyü mevkiinde Eti Bakır A.Ş. tarafından işletilen maden sahasında rezerv devamlılığına bağlı olarak üretim planlamasının yapılmasını, jeofizik etüt çalışmalarından edilen gözlemler neticesinde Çakmakaya Ocağının şev stabilitesinin hem mevcut vaziyet hem de işletme sonu ön görülen durum olmak üzere değerlendirilmesini, alınan önlemler ile riskli görülen alanlarda şev stabilite analizleri ve stabiliteyi sağlamak amacıyla yapılan çalışmaları ile ilerleyen süreçte alınacak önlemleri içermektedir.

Ocak alanı, Artvin ili merkezine kuş uçuşu yaklaşık 20 km K72B doğrultusunda bulunmaktadır. Çalışma kapsamında işletme sonunda ön görülen tasarım parametreleri Tablo 1'de sunulmuştur.

Tablo 1. İşletme sonu ocağın tasarım karakteristikleri

Ocak Parametreleri	Boyut Özellikleri
Basamak Şev Açısı	79°
Genel Şev Açısı	57°
Basamak Genişliği	5 m
Basamak Yüksekliği	10 m
Basamak Sayısı	16 adet

1.1 Yerel Jeoloji

Stabilite analizleri için jeolojik kesitler alınmış ve hatlar boyunca kesilen birimler ikiye ayrılmıştır. Yüzeyde yamaç molozu ve işletmenin devam ettiği anakaya özelliğindeki Karatepe dasitine ait dasit ve tüf döküntü olarak görülen birimler yer almaktadır.

1.2 Depremsellik

Çalışma alanı ve yakın çevresi; Türkiye Deprem Bölgeleri Haritası'na (2014) göre IV. Derece Deprem Bölgesi'nde yer almaktadır. Artvin ili, Murgul İlçesi mevkiinde yer alan saha için "Murgul İşletmesi Flotasyon Atıkları Depolama Tesisi (ADT) Uygulama Projesi" kapsamında "Sismik Tehlike Analizi" hazırlanmış, akabinde probabilistik ve deterministik yöntemler ile tasarıma esas sismik parametreler elde edilmiştir.

Probabilistik sismik tehlike analizi (PSTA) ile belirsizlikler ayrıntılı bir şekilde tespit edilebilmekte, nicel olarak değerlendirilebilmekte ve sismik tehlike daha sağlıklı olarak ortaya konulabilmektedir (Kramer, 1996). Kalkan & Gülkan (2005)'a göre azalım ilişkisi sonucunda hesaplanan ivme değerleri sonuçları ise;

- 50 yıl içerisinde %10 aşılma olasılığı (475 yıllık geri dönüş periyodu için - MDE) ile 0.085 g,
- 100 yıllık ekonomik ömür içerisinde %50 aşılma olasılığı ile beklenen maksimum yatay yer hareket ivmesi (144 yıllık geri dönüş periyodu için - OBE) 0.063 g,
- Yatay sismik katsayısı (Hynes-Griffin & Franklin, 1984), $k_h = [(0.5 \times 83.67 \text{ cm/s}^2) / 980.665 \text{ cm/s}^2] = 0.043g$,
- Düşey sismik katsayı ise $E_d(z) = 0.043 \times 2 / 3 = 0.029 g$ 'dir.

Elde edilen analiz sonuçları yukarıdaki gibi olmakla birlikte, yapılan stabilite analizlerinde sadece yukarıdaki değerlere bağlı kalınmamıştır. Bunun temel sebebi ise, ocak içerisinde 24 saatte bir yapılan patlatmalardır. Madencilik patlatmaları neticesinde oluşan ivme değerleri hemen yakın çevredeki bölgenin pseudo–statik karakteristiğini etkilemektedir.

Patlatmalardan dolayı statik pozisyondaki hesaplamalar için $k_h = 0.03$ ve $E_d(z) = 0.02$ alınmış olup, pseudo–statik durumda bu değerlerin üzerine, hesaplanan değerler eklenerek ($k_h = 0.073$ ve $E_d(z) = 0.049$) analizler tamamlanmıştır.

1.3 Arazi Gözlemleri

2013 yılı sonunda sahada çalışılan jeoteknik sondaj kuyularından CK–10'un olduğu lokasyon olası kütle hareket alanı içerisinde referans bir pozisyonda yer almaktadır (Şekil 1a). Meydana gelen hareket sonrası akma davranışına geçen malzeme, anakaya üzerindeki çekme çatlaklarının yüzeyinde gözlenmiştir (CK – 10 kotunda). CK-10 jeoteknik kuyusundan K50D doğrultusunda takip edilen çekme çatlakları yüzeyde gözlemlenmiştir.

Bu lokasyondaki gözlemlerin ardından şev üzerinde açılmış yollardan üst kotlara çıkılmıştır. Alt şev üzerindeki çekme çatlaklarının yüzeye yansımış halinin bu şev üzerinde de aynı doğrultuda devam ettiği gözlenmiştir. CK–10 lokasyonundan ziyade sırası ile alınan çekme çatlakları koordinatları; 0716693X–4568604Y, 0716697 X–4568524Y, 0716697X–4568608Y ve 0716694X–4568621Y – 1489m Z (Şekil 1b) şeklindedir.

Bu alanda çekme çatlaklarının görülmeye başlanması ile birlikte alanda yapılan incelemeler sonrası hazırlanan jeoteknik stabilite çalışması doğrultusunda hafifletme kazıları yapılmıştır. Ayrıca 2015-2017 yıllarında bölgeye yerleştirilen deformasyon kazıkları ile alanda sürekli ölçüm yapılarak haftalık deformasyon izlemeleri yapılmıştır. Alanda yapılan jeofizik etüt çalışmaları

neticesinde genel anlamda ortamın öz direncinin oldukça yüksek olduğu gözlenmiştir.

Bunun sebebi, ortamı oluşturan jeolojik malzemenin kaya olması olarak düşünülmüştür. Jeofizik çalışmalarında; üst seviyelerde ve özellikle lokal merceğimsi yapılarda yüksek öz dirençle başlayan ortam, derinlerde düşerek kendini göstermiştir. Böyle olması; üst seviyelerde merceğimsi yapıların muhtemel yamaç molozu ve/veya dolgumsu tabakaların olması ve hemen altında ise çok kırıklı ve çatlaklı malzemenin (kaya) hakim olması ile açıklanabilir.



Şekil 1. CK 10 Sondaj lokasyonu görünümü (a), şev tepesindeki çekme çatlaklarının görünümü (b)

Yapılan incelemelerde ortamın su ile ilişkisi hakkında, üstte bulunan seviyelerin oldukça kırıklı ve çatlaklı olduğu ve eğim yönlerinin aşağı kotlara doğru olduğu göz önüne alındığında dolgu-kaya sınırı ile çatlak ve kırıkların da etkisiyle üst kotlardan aşağılara doğru akışın olabileceği öngörülmüştür. Buna istinaden sahanın ilgili bölümünde sürekli olarak çalışma yürütülmesinden dolayı alanda kalıcı kuşaklama kanalı yapılamamıştır. Alandaki suyun deşarj edilebilmesi için yapılan kanallar vasıtasıyla bölgeye su girişi engellenmiş yeraltı ve yerüstü sularından kaynaklı stabilite sorunlarının önüne geçilmiştir.

1.4 Malzeme Özellikleri

Duraylılık analizleri için öncelikle sahadaki hâkim jeolojik birimlerin malzeme özelliklerinin ve tasarım parametrelerinin belirlenmesi gerekmektedir. Aralık 2013 tarihinde mühendislik jeolojisi haritalaması, 10 adet temel sondaj, standart penetrasyon testleri, inklinometre ölçümleri ve laboratuvar deneyleri yapılmıştır. Hâkim olan birim dasit olmasına rağmen, uygulanan sondajlar neticesinde dasitten farklı olarak stabiliteyi olumsuz yönde etkilen çakıllı molozlu zemin, tuf ve yeraltı su seviyesinin durumu da ayrıntılı olarak tespit edilmiştir.

Ayrıca laboratuvar testleri ile belirlenmeyen birimlerin özellikleri RocLab yardımı ile elde edilmiş olup Tablo 2’de özetlenmiştir. Ocağın 3 boyutlu görünümü ise Şekil 2’de gösterilmiştir.

Tablo 2. Ocak Malzemesinin Özellikleri

Birim	Birim Hacim Ağırlık ($\gamma/\text{kN/m}^3$)	c (kN/m^2)	ϕ (°)
Molozlu Bloklu Zemin	24.7	306	7
Dasit	26.97	2832	27
Tuf Breş	26.47	497	14
Tuf	26.47	938	16
Dasitik Tuf	26.47	573	15
Jips	22.72	178	23
Andezitik Tuf	26.47	573	15



Şekil 2. Çakmak kaya ocağının 3 boyutlu görünümü.

2 OCAK STABİLİTE ANALİZLERİ

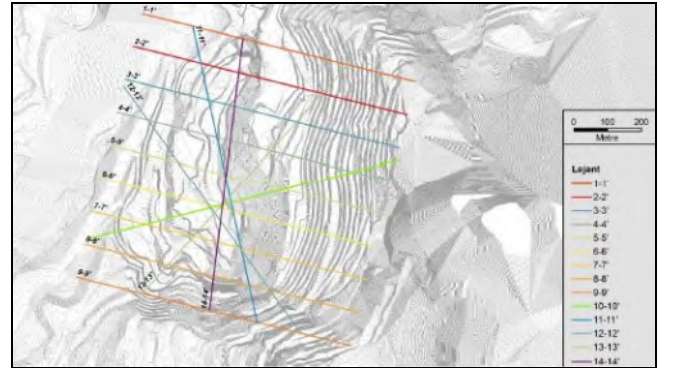
Çalışma sahasında oluşturulması planlanan ocak geometrisi için yapılan 3 boyutlu modelleme çalışmaları için Slide 6.0 yazılımı kullanılarak duraylılık çalışması yapılmıştır. Oluşturulan modeller, Mohr-Coulomb mukavemet parametreleri ve limit denge metodu kullanılarak elde edilmiştir.

Yazılım programına girilen parametrelerde Mohr-Coulomb mukavemet değerleri kullanılmış; duyarlılık hesap metodu olarak Janbu ve Bishop yöntemleri seçilmiştir. Değişik analiz yöntemlerinin kullanılmasının sebebi, her bir metodun farklı denklemleri ve parametreleri esas almasıdır.

Yapılan değerlendirmelerde Hoek&Bray yaklaşımına göre, çok sayıda basamaktan oluşan nihai şevler için analizlerde dinamik etkilerin de dikkate alınması koşuluyla, tasarımda 1.2 - 1.3 arasında değişen şev emniyet katsayıları (F_s) esas alınması gerektiği göz önünde bulundurulmuştur. Bu hususlar gözetilerek, tasarım analizlerinde deprem durumu da dikkate alınarak nihai şev ölçeğinde 1.2 şev emniyet katsayısı değeri eşik değer olarak alınmıştır.

2.1 Mevcut Durum

Öncelikli olarak güncel vaziyete ait stabilite kesitleri aşağıdaki gibi sunulmuştur (Şekil 3). Limit denge analizlerinde kullanmak üzere tasarlanan 3 boyutlu geometrilerden alınan kesitler üzerinde stabilize analizi yapılmıştır. Kesitler işletmenin tamamında şev yükseklikleri ve açıları dikkate alınarak olabilecek en kritik bölgeden seçilmiştir. Kesitlerin plan görünümü mevcut vaziyet için Şekil 3’de verilmiştir.



Şekil 3. İncelenen alan hatları (mevcut durum)

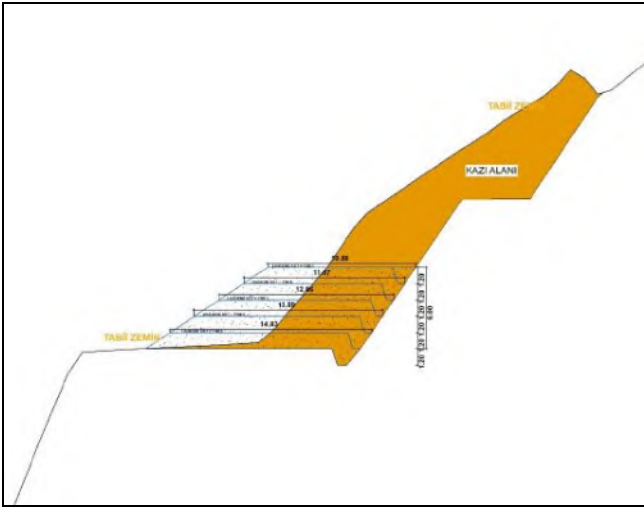
Stabilite analizleri, ocak şevleri için mevcut durumda statik ve pseudo - statik durumda irdelenmiştir. Analiz sonuçları, Bishop & Janbu yöntemlerine ve emniyet katsayılarına göre mevcut durum için Tablo 3’te sunulmuştur. Mevcut durum değerlerine bakıldığında 1.2 şev emniyet katsayısı altında kalan herhangi bir kesit bulunmamaktadır.

Payanda dolgu çalışmasına ait detaylı kesitlerden biri ise sembolik olarak Şekil 4’te gösterilmiştir.

Tablo 3. Analiz içerisinde hesaplanan emniyet katsayıları (mevcut durum)

Kesit Adı	Kesit - 1		Kesit - 2		Kesit - 3		Kesit - 4		Kesit - 5		Kesit - 6		Kesit - 7	
Doğrultu	KB-GD		KB-GD		KB-GD		KB-GD		KB-GD		KB-GD		KB-GD	
Yöntem	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu
Statik* / Mevcut Durum	1.620	1.808	1.475	1.608	1.580	1.703	1.602	1.603	1.620	1.803	1.640	1.903	1.669	2.538
Pseudo - statik / Mevcut Durum	1.481	1.701	1.337	1.434	1.421	1.567	1.418	1.502	1.425	1.545	1.491	1.767	1.523	2.097

Kesit Adı	Kesit - 8		Kesit - 9		Kesit - 10		Kesit - 11		Kesit - 12		Kesit - 13		Kesit - 14	
Doğrultu	KB-GD		KB-GD		KB-GD		KB-GD		GB-KD		KD-GB		KD-GB	
Yöntem	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu
Statik* / Mevcut Durum	1.485	1.481	1.435	1.431	1.385	1.381	1.719	2.769	1.376	1.404	2.754	2.676	2.226	2.150
Pseudo - statik / Mevcut Durum	1.374	1.366	1.324	1.316	1.274	1.266	1.580	2.431	1.289	1.311	2.355	2.289	1.973	1.902



Şekil 4. Örnek payanda kesiti hattı (4.hat)

bölgeden seçilmiştir. Kesitlerin plan görünümü mevcut vaziyet için Şekil 6'da verilmiştir.



Şekil 5. Ocak alanında yapılan drenaj kanalı

Ayrıca alanda yapılan jeofizik çalışmaları kapsamında bölgede yapılan çalışmalar neticesinde çalışma alanında dolgu-kaya sınırları ve üst seviyelerde bulunan çatlak-kırık seviyelerinin, yüzeyel etkiler (yağmur-kar vs.) nedeniyle su akışları ve çıkışları bakımından etkilerinin fazlaşacağı beklenmektedir.

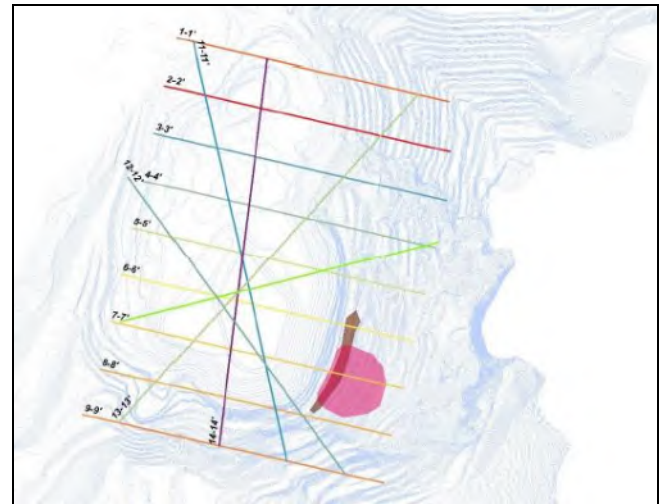
Dolayısıyla alanda devam etmekte olan maden üretim ve imalat çalışmaları nedeniyle kalıcı kuşaklama kanallarının yapımının mümkün olmaması sebebiyle, çalışma alanı çevresine yapılan geçici kanallar vasıtasıyla alana su girişi engellenmiş ve herhangi bir stabilite sorunu ile karşı karşıya gelinmesinin önüne geçilmiştir. Yapılan kanallar Şekil 5'te verilmiştir.

2.2 İşletme Sonu

Limit denge analizlerinde kullanmak üzere tasarlanan 3 boyutlu geometrilerden alınan kesitler üzerinde stabilite analizi yapılmıştır.

Kesit için seçilen bölge, şev yükseklikleri ve açıları dikkate alınarak olabilecek en kritik

Stabilite analizlerinde, ocak şevleri için mevcut durumda statik ve pseudo - statik durumlar irdelenmiştir. Bishop & Janbu Yöntemlerine ve emniyet katsayılarına göre işletme sonu için öngörülen değerler Tablo 4'te sunulmuştur.



Şekil 6. İncelenen alan hatları (İşletme Sonrası)

Tablo 4. Analiz içerisinde hesaplanan emniyet katsayıları (işletme sonrası)

Kesit Adı	Kesit - 2		Kesit - 6		Kesit - 7		Kesit - 10		Kesit - 11	
Doğrultu	KB-GD		KB-GD		GB-KD		KB-GD		KB-GD	
Yöntem	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu
Statik* / İşletme Sonrası	1.301	1.397	2.446	2.828	1.076	1.354	1.835	1.823	1.941	2.917
Pseudo - statik / İşletme Sonrası	1.219	1.262	2.243	2.617	1.008	1.230	1.690	1.683	1.801	2.702

Kesit Adı	Kesit - 12		Kesit - 13		Kesit - 14	
Doğrultu	KB-GD		KD		GB	
Yöntem	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu	Bishop	Janbu
Statik* / İşletme Sonrası	1.320	1.443	1.620	1.643	1.611	1.568
Pseudo - statik / İşletme Sonrası	1.228	1.349	1.459	1.482	1.475	1.431

*Statik Durum (24 saatte bir kere yapılan patlatma için): $k_h = 0.03$ & $E_d(z) = 0.02$; Pseudo - statik Durum: $k_h = 0.043 + 0.03$ & $E_d(z) = 0.029 + 0.02$

3 ANALİZLERİN DEĞERLENDİRİLMESİ

Harr (1987) güvenilirliğin mühendislik tanımını şöyle yapmıştır: “Güvenilirlik, bir nesnenin (eşya veya sistemin) gerekli performansını belirli koşullar altında belirli bir süre içinde yeterli ölçüde icra etmeSİ olasılığıdır.” Mevcut durum için uygulanma şekli itibari ile bir şevin güvenilirliği ise şöyle tanımlanabilir:

Şevin, belirli tasarım koşulları altında duraylı kalma olasılığıdır. Bu tasarım koşulları; inşaat bitimi, uzun dönemde dengeli sızma, hızlı düşüm koşulları ve belirli bir deprem büyüklüğünü içerir.

Herhangi bir durumda kullanılan emniyet katsayısı değeri, hesaplama dahil olan belirsizlikler ve yenilme sonucunda ortaya çıkan etkilerle kıyaslanabilir olmalıdır. Kesme dayanımı

ve diğer koşullarla ilgili belirsizlik derecesi ve yenilmenin etkileri ne kadar büyükse, emniyet katsayısı da o kadar büyük olmalıdır. Tablo 5’te bu kavrama dayalı F değerleri verilmiştir.

Tablo 6’da listelenen emniyet katsayısı değerleri ise U. S. Army Corps of Engineers’in şev duraylılık kılavuzundan alınmıştır. Bu değerlerin, koşulların iyi anlaşıldığı ve zemin özelliklerinin ayrıntılı çalışıldığı durumlardaki dolgu baraj şevlerine, diğer dolgulara, kazılara ve doğal yamaçlara uygulanması amaçlanmıştır.

Sahaya yönelik hesaplanan şev stabilite analizleri neticesinde toplamda 14 adet kesit alınmış olup yalnızca 7 numaralı kesitin işletme sonrası durumunun stabilite yönünden tehlike arz etmekte olduğu görüldüğünden aşağıdaki gibi tekrar revize edilmiştir.

Tablo 5. Emniyet katsayısı için önerilen en düşük değerler

Şev Yenilmesinin Maliyeti ve Etkileri	Analiz Koşullarının Belirsizliği	
	Küçük ^a	Büyük ^b
Daha tutucu tasarlanmış şev için maliyet artışı ile kıyaslanabilir onarım maliyeti	1.25	1.50
Daha tutucu tasarlanmış şev için maliyet artışından çok fazla onarım maliyeti	1.50	2.00 ≤

^a Jeolojik yapı iyi anlaşıldığı, zemin koşullarının üniform olduğu ve ayrıntılı saha incelemelerinin sahadaki koşulları tutarlı, eksiksiz ve mantıklı bir şekilde tasvir ettiği zaman, analiz koşulları ile ilgili belirsizlik en düşük düzeydedir.

^b Jeolojik yapı karmaşık ve iyi anlaşılır olmadığı, zemin koşullarının bir lokasyondan diğerine keskin bir şekilde değiştiğini ve saha incelemelerinin sahadaki koşulları tutarlı ve güvenilir bir şekilde tasvir etmediği zaman, analiz koşulları ile ilgili belirsizlik en yüksek düzeydedir.

Tablo 6. U.S. Army Corps of Engineers'a ait şev duraylılık kılavuzundan alınan emniyet katsayısı ölçütleri

Şev çeşitleri	Gerekli emniyet katsayıları ^a		
	İnşaat bitimi için ^b	Uzun dönem dengeli sızma için	Hızlı düşüm için ^c
Barajlar, seddeler ve diğer dolgu şevleri ile kazı şevleri ^c	1.30	1.50	1.00 - 1.20

^a Kayma veya büyük deformasyonların olduğu ve tasarım kesme dayanımlarını ortaya koymada geriye analizlerin yapıldığı şevler için daha düşük emniyet katsayıları kullanılabilir. Böyle durumlarda tasarım için düşük emniyet katsayılarının kullanımı desteklemekte probabilistik analizler yararlı olabilir. Düşük emniyet katsayıları ayrıca yenilme etkileri düşük olduğu zaman kontrol edilebilir.

^b Uzun dönem duraylılığının yetersiz olduğu bilgisinden hareketle, geçici kazı şevleri bazen sadece kısa dönem duraylılığı için tasarlanır. Böyle durumlarda özel bir dikkat gerekir ve muhtemelen yüksek emniyet katsayıları kullanılmalıdır.

^c $F = 1.0$ su seviyelerinin dengeli sızma oluşturmaya yetecek kadar uzun süreli olmadığı koşullarda maksimum göl seviyesinden hızlı düşüme uğrar. $F = 1.2$ düşümden önce uzun süre muhafaza edilen maksimum göl seviyesi için uygulanır. Hızlı düşümün normal bir operasyon olduğu pompajla depolama projelerindeki şevler için daha yüksek (1.3 - 1.4 gibi) emniyet katsayıları kullanılmalıdır.

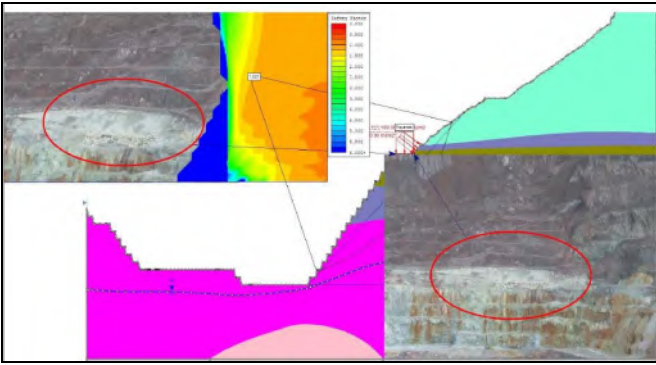
Çalışmalar, ocak üst bölgesinde bulunan ve yamaç molozu biriminden kaçınılması gerekmele birlikte asıl tutucu ve topuk görevi gören dasitlerde yapılacak yeni basamak tasarımları ile üretim yapılabileceğini göstermiştir. Bu kapsamda riskli olarak belirlenen bölgelerde yapılan detaylı duraylılık analizleri neticesinde dasit biriminde

payanda yapılması sureti ile şev emniyet değerleri artırılmış olup üretim çalışmalarının bu bölgede devam etmesinde bir sakınca görülmemiştir.

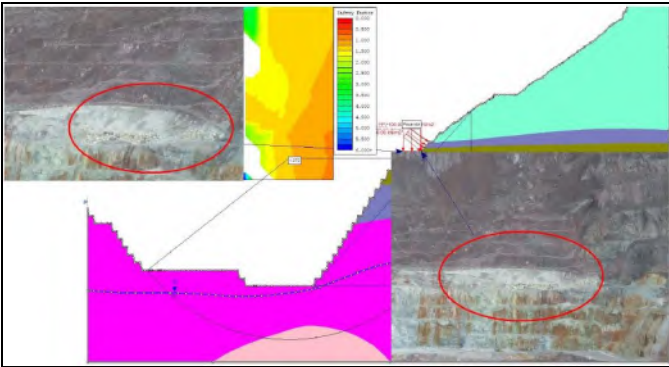
Olası yenilmeleri duraylı pozisyona getirmek amacı ile elde edilen emniyet katsayıları Tablo 7’de verilmişlerdir. Hesaplanan ve revize edilen payanda dolgu çalışmaları Şekil 7-8’de verilmiştir.

Tablo 7. Duraysız Şevlerin Tekrar Modellenmesi İle Elde Edilen Değerler (Kesit – 7)

Yöntem	Güneybatı - Kuzeydoğu	
	Bishop	Janbu
Statik / İşletme Sonrası	1.444	2.187
Pseudo - Statik / İşletme Sonrası	1.327	1.272
Statik Durum (24 saatte bir kere yapılan patlatma için): $k_n = 0.03$ & $E_d^{(z)} = 0.02$; Pseudo - statik Durum: $k_h = 0.043 + 0.03$ & $E_d(z) = 0.029 + 0.02$		



Şekil 7. Kesit – 7 Pseudo - Statik vaziyet revize (İşletme sonrası durum – Bishop Yöntemi)



Şekil 8. Kesit – 7 Pseudo - Statik vaziyet revize (İşletme sonrası durum – Janbu Yöntemi)

ölçümlerde ise elde edilen değerler 0,001 – 0,69 mm/gün aralığında belirlenmiştir. Kütle hareketinin hız sınıfı, en büyük hızdan yola çıkarak 7.231 m/yıl ile “yavaş” olmaktadır. Hareket başlangıcının gözlemlendiği alan ve payanda dolgu alanı Şekil 10’da verilmektedir.



Şekil 9. Heyelan değerlendirme için kullanılan deformasyon kazıklarına ait lokasyonlar

Şevlerde olası yenilmenin değerlendirmesine yönelik riskli görülen alana yerleştirilen deformasyon kazıklarından (Şekil 9) alınan ölçümler sonucu elde edilen kayma miktarları da belirlenmiştir. 2013 yılında inklinometre kuyularında okunan değerler 0.05 – 19.81 mm/gün aralığıdadır. 2015-2017 yılları arasında alınan



Şekil 10. Payanda dolgu alanı

Buna istinaden 2015, 2016 ve 2017 yıllarında bölgede yapılan deformasyon izlemeleri neticesinde duraylılığı sağlamak adına hareketin gözlemlendiği alana payanda dolgu yapılarak topuktaki ağırlığın artırılması yolu ile stabilize sağlanmıştır (Şekil 11). İlerleyen dönemlerde üretim çalışmalarının devam etmesine bağlı olarak farklı bir jeolojik formasyonla karşılaşılması durumunda gelinecek şartlara bağlı olarak yeniden değerlendirme yapılmasına karar verilmiştir.



Şekil 11. Kesit-7 riskli bölge stabilize çalışması

Çakmakkaya Ocağı için Aralık 2013'te ve Aralık 2016'da yapılan arazi gözlemleri, 2015 ve 2017 yılları arasında izlenen deformasyon hareketleri ve jeolojik birimlerden alınan örneklerin test edilmesinin ardından elde edilen zemin ve kaya karakteristiklerine göre çalışmalar yürütülmüştür. Gelineen süreçte yapılan payanda dolgu sistemi şev stabilize sorununu gidermiş olup

şu anki durumda herhangi bir problem bulunmamaktadır.

Kesit-7 alanının yüksek bir şev olduğu göz önünde bulundurularak, işletmenin devam ettiği periyot içerisinde takip edilmesi farklı bir jeolojik birim ile karşılaşılması durumunda yeniden analiz çalışması yapılması kararlaştırılmıştır.

Ayrıca sahada yapılan öncel hidrojeolojik incelemeler neticesinde ocak alanının akış yukarısında yaklaşık 0.43 km²'lik bir yağış alanı belirlenmiş olup, bu havzanın toplayabileceği yerüstü sularının, ocak şevlerinde risk oluşturabileceği kanaatine varılmıştır. Yapılan değerlendirmeler neticesinde işletmenin tamamlanmasının ardından ocak alanına özellikle taşkın durumlarında yerüstü suyunun girişini engellemek için kuşaklama kanalı yapılmasının uygun olacağı sonucuna varılmıştır.

3.1 Yenilme olasılığı ve güvenilirliği

Emniyet katsayısı hesaplamada kullanılan nicelikler daima belli bir belirsizlik içerdiğinden, hesaplanan emniyet katsayıları hiçbir zaman mutlak doğru olamaz. Emniyet katsayısının ne kadar büyük olması gerektiği; deneyim, F'yi hesaplamada söz konusu olan belirsizliğin derecesi ve şevin yenilmesi durumunda ortaya çıkacak sonuçlar tarafından belirlenir. Yukarıda tekrar değerlendirilen şevler için bu husus esas alınmıştır.

Güvenilirlik hesaplamaları, belirsizliklerin birleşik etkilerini değerlendirmede olduğu kadar belirsizliklerin özellikle yüksek veya düşük olduğu durumlardaki koşulları ayırt etmede önemli bir araçtır. Potansiyel bir değeri olduğu gerçeğine rağmen, çoğu geoteknik mühendisinin aşına olmadığı terim ve kavramlar içermesi ve güvenilirlik teorisinin çoğu zaman mevcut olandan daha fazla veri, zaman ve çaba gerektirdiği zannedildiğinden, güvenlik teorisi rutin geoteknik uygulamalarda fazla kullanılmamaktadır.

Merkezi sınır teoremine göre, çok sayıda rastgele değişkenin toplanması ve çıkarılması, işlem sayısı arttıkça normal dağılıma yaklaşır. Çarpma ve bölme işlemleri logaritmik anlamda toplama ve çıkarmaya karşılık geldiğinden, emniyet katsayısı dağılımı log-normal dağılım ile incelenir.

Emniyet katsayısının en olası değeri (F_{MLV}) ve emniyet katsayısının değişim katsayısı (COV_F) hesaplandıktan sonra Tablo 8'de sunulmuştur.

Tablo 8. Emniyet katsayı ve değişim katsayısı ile hesaplanan yenilme olasılıkları

Kesit Adı	Kesit - 7			
Kesit Doğrultusu	GB - KD			
Yöntem	Bishop		Janbu	
Statik / İşletme Sonrası	F _s	COV _F	F _s	COV _F
	1.444	19.30%	2.187	13.20%
Yenilme Olasılığı (%)	2.08-5.48		0.00-00.00	
Pseudo - Statik / İşletme Sonrası	F _s	COV _F	F _s	COV _F
	1.327	21.20%	1.272	15.30%
Yenilme Olasılığı (%)	5.81-11.01		6.28-9.27	
F _s *: Şev emniyet Katsayısı				

COV_F^{**} : Şev emniyet faktörü'nün değişim katsayısı

4 SONUÇLAR

Etibakır A.Ş.'ye ait 41666 numaralı ruhsat sahası dahilinde bulunan Çakmakkaya Ocağında yapılan incelemeler sonucu CK-10 sodaj kuyusunun bulunduğu bölgede yapılan arazi çalışmalarında çekme çatlakları ve yer akmaları gözlenmiştir. Gözlenen bu hareketlere ilişkin olarak alanda deformasyon izlemeleri yapılmıştır. Ocakta halihazırda inceleme yapılan kesitlerde herhangi bir stabilite sorunu belirlenmemesine rağmen işletme sonunda riskli görülen 7. kesit alanında oluşabilecek yer hareketlerine karşılık olarak önlem oluşturması amacıyla alanda payanda dolgu çalışması yapılmıştır. İşletmesi halihazırda tamamlanmış olan Çakmakkaya Ocağında rezerv devamlılığının tespit edilmesi ve planlanan yeni ocak dizaynına yönelik işletmenin tamamlanmasını takip eden dönemde karşılaşılabilecek stabilite sorunlarına ve bu sorunların giderilmesine yönelik yapılan çalışmada;

- ✓ 2013 ve 2017 yılları arasında yapılan arazi incelemeleri neticesinde sahada stabilite sorunu teşkil edebilecek ve kütle hareketlerine maruz kalabilecek alanlar belirlenmiştir.
- ✓ Ocakta mevcut durumda herhangi bir stabilite sorunu gözlenmemesine rağmen arazi çalışmaları sırasında 2013 yılı sonunda çalışılan jeoteknik sondaj kuyularından CK-10'un olduğu lokasyonun kütle hareketleri açısından referans bir pozisyonda yer aldığı ve yüzeyde çekme çatlaklarının olduğu gözlemlenmiştir.
- ✓ Stabilite açısından risk teşkil eden bölgelerden 14 adet kesit alınmış ve bu alanlarda deformasyon izlemeleri yapılmıştır.
- ✓ Ocak sahasında oluşturulması planlanan ocak geometrisi için yapılan 3 boyutlu modelleme çalışmalarına göre Slide 6.0 yazılımı kullanılarak

duraylılık çalışması yapılmıştır. Yazılım programına girilen değerlerde Mohr-Coulomb mukavemet parametreleri kullanılmış; duraylılık hesap metodu olarak Janbu ve Bishop Yöntemleri seçilmiştir.

✓ Stabilite analizleri, ocak şevleri için mevcut durumda pseudo-statik durumda irdelenmiştir. Mevcut durum değerlerinde 1.2 şev emniyet katsayısı altında kalan herhangi bir kesit alanı bulunmamaktadır.

✓ Yapılan imalatlar ve hafifletme kazıları ile bölge, stabilite açısından sürekli olarak gözlem altında tutulmakta olup olası bir risk görülmesi durumunda müdahale yapılarak ivedilikle önlem alınmaktadır.

✓ İşletme sonrası durum için yapılan stabilite analizleri sonucunda 7. kesit alanında elde edilen değerler güvenli seviyenin altında kalmakta olup, stabilite sorunu oluşabileceği belirlenmiştir.

✓ İşletme sonrası için risk teşkil eden alanda 2015-2017 yılları arasında hareket başlangıcının meydana geldiği bölgede deformasyon kazıkları vasıtasıyla kayma miktarları sürekli olarak izlenmiş ve haftalık ölçümler alınmıştır.

✓ Yapılan izleme neticesinde kütle hareketinin hız sınıfı, en yüksek hızdan yola çıkılarak 7.231 m/yıl olarak hesaplanmış olup, kütle hareketi “yavaş” olarak sınıflandırılmıştır.

KATKI BELİRTME

Bu çalışmadaki yoğun emeklerinden dolayı Yüksel Proje teknik ekibine çok teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

Bishop, A. W., (1955). The use of slip circles in the stability analysis of earth slopes, Geotechnique, 5 (1), 7 – 17.

- Douglas, J., Nisan 2011, "Ground-Motion Prediction Equation (1964-2010)", Pasific Earthquake Engineering Research Center.
- Duncan, J. M., Wright, S. G., 2005, Kayabalı, K. (Çeviren), Ekim 2005, Zemin Şevlerinin Duraylılığı, Gazi Yayınevi, 299 s.
- Harr, M. E. (1987). Reliability – Based Design in Civil Engineering, McGraw – Hill, New York.
- Hynes – Griffin, M. E. and Franklin, A. G. (1984). “Rationalizing the seismic coefficient method”, Miscellaneous Paper GL-84-13, U.S. Army Corps of Engineers Waterways Experiment Station, Vicksburg, Mississippi, 21 pp.
- Janbu, N. (1973). Slope stability computations, in Embankment – Dam Engineering: Casagrande Volume, R. C. Hirschfeld and S. J. Poulos, Eds., Wiley, Hotioken, NJ, pp. 47 – 86.
- Kramer, S. L., 1996, Kayabalı, K. (Çeviren), Temmuz 2003, Geoteknik Deprem Mühendisliği, Gazi Yayınevi, 708 s.
- Reiter, L., (1990). Earthquake Hazard Analysis - Issues and Insights, Columbia University Press, New York, 254 s.
- Temelson Jeoteknik Hizmetler Ltd. Şti., Haziran 2013, Murgul Atık Depolama Alanı Uygulama Projesi, 97 s.
- U.S. Army Corps of Engineers (1998). Risk-Based Analysis in Geotechnical Engineering Circular 1110 – 2 – 554, Department of the Army, Washington, DC.
- Mitto Danışmalık Çakmakkaya Ocağı Güvenlik Önlemleri Kapsamında Yapılan Çalışmalara Ait Jeoteknik Etüt ve Stabilitate Analiz Raporu (41666 – Murgul Projesi)
- Yüksel Proje Uluslararası A. Ş. (2013). Eti Bakır İşletmeleri Murgul – Çakmakkaya Maden Sahası Stabilitate Sorunları Geoteknik Proje Raporu, 246 s.

Bir Bakır Madeninde Kireç Taşından Oluşan Yan Kayacın Çimentolu Kaya Dolgu Malzemesi Olarak Kullanılabilirliğinin Araştırılması

Investigation of Using limestone Wall Rock of copper mine as a Cemented Rock Fill Material in The Underground Mining

Gökhan Külekçi

Gümüşhane Üniversitesi, Müh. ve Doğa Bil. Fak., Maden Mühendisliği Bölümü, 29100 Gümüşhane

Ali Osman Yılmaz

Karadeniz Teknik Üniversitesi., Müh. Mim. Fak., Maden Mühendisliği Bölümü, 61080, Trabzon

Mustafa ÇULLU

Gümüşhane Üniversitesi, Müh. ve Doğa Bil. Fak., İnşaat Mühendisliği Bölümü, 29100 Gümüşhane

ÖZET: Yeraltına doldurulan yan kayacın dayanımı madencilik işlemleri ve çalışanların güvenliği açısından önemlidir. Bağlayıcı kullanılması, bağlayıcının cinsi/oranı, kullanılan dolgu malzemesinin cinsi /tane boyut aralığı, dolguyu yerleştirme koşulları ve oluşan boşluklu yapı dolgu dayanımını etkileyen başlıca parametrelerdir. Bu çalışmada, bir yeraltı işletmesinde uygulanan çimentolu pasa dolgusundan oluşturulan 9 adet 20x20x20 cm küp örnekler üzerinde TS EN 12390-3'e uygun olarak 7-14 ve 28 gün sonunda ki basınç dayanımını testleri yapılmıştır. Yer altı işletmesinde dolgu betonun dayanımının en küçük değeri olan 5 MPa'ı 28 gün sonunda elde edilememesi beton kalitesinin yetersiz olduğunu ortaya koymuştur.

ABSTRACT: The strength of the side rock filled to the ground is important for the mining operations and for the safety of the workers. The binder usage is the main parameters affecting the binder ratio, the genus / grain size range of the filler material used, the filler placement conditions and the void filling structure strength. In this study, the pressure strength tests at 7-14 and 28 days were carried out on 9 20x20x20 cm cube specimens formed in a cement mortar in an underground operation in accordance with TS EN 12390-3. In underground operations, the minimum value of 5 MPa of the strength of filling concrete was found to be inadequate after 28 days.

1. GİRİŞ

Yeraltı maden işletmelerinde üretim veya ulaşım amacı ile açılan açıklıkların, gerek yer üstü gerekse yeraltı güvenliğini sağlamak amacı ile pasa, cevher atığı veya agrega kullanılarak çimentolu yada çimentosuz yeraltın da depolanması işlemine dolgu denilmektedir. Madencilikte yaygın olarak çimentolu ve çimentosuz kaya dolgu, hidrolik dolgu ve macun dolgu yöntemleri kullanılmaktadır (Archibald vd., 2003, Amaratunga ve Hein 1997; Benzaazoua vd., 2002, Külekçi, 2013).

Çimentolu/çimentosuz kaya dolgu: Yeraltında gerekli kısımlar alındıktan sonra oluşan boşlukları doldurmak için pasa olarak adlandırılan yan kayaç ve çeşitli boyutta agregalardan oluşan bir dolgu tipidir. Kaya dolgu uygulamasında malzemenin taşocağı vb. yerlerden temin edilmesi, maliyetini önemli oranda arttırmaktadır. Ancak, aynı çimento oranında diğer dolgu yöntemlerine kıyasla dayanım kazanımı oldukça yüksektir (Özdoğan, 2009).

Hidrolik Dolgu: Malzemenin su ile nakli, üretilen yerin doldurulması, fazla suyun katı dolgu malzemesinden ayrışması ve sertleşmesi esasına dayanır. Hidrolik dolgu yönteminde, tane boyu dağılımı, dolgunun nakliyesi (iri tane boyu ve miktarı) ve yerleştirme işlemi sonrası suyun ayrışması (ince malzeme) açısından önemli olup genellikle sınıflandırılmış atıklar kullanılmaktadır. Hidrolik dolgu, yeraltında oluşturulan açıklıklara yerleştirildiğinde dolgu içindeki fazlalık su, drenaj yoluyla uzaklaştırılmaktadır. Bu ise dolgu içerisine yerleştirilen gözenekli borudan oluşan drenaj sistemiyle sağlanmaktadır. Hidrolik dolguda tesis edilen barikatın sağlamlığı, sıvılaşma riski veya zayıf drenaj nedeniyle oluşabilecek göçüklerin engellenmesi bakımından önemlidir (Potvin, 2005).

Macun Dolgu: Yüksek yoğunluklu tesis atıkları (tane boyut dağılımı ve özgül ağırlığına bağlı olarak %78-85 katı oranında), dolgunun dayanım kazanımını sağlamak için bağlayıcı, hidratasyon işlemi ve yeraltı üretim boşluklarına istenen

kıvamda taşınmasını sağlamak için ilave edilen karışım suyundan oluşmaktadır. Macun Dolgu: Yüksek yoğunluklu tesis atıkları (tane boyut dağılımı ve özgül ağırlığına bağlı olarak %78-85 katı oranında), dolgunun dayanım kazanımını sağlamak için bağlayıcı, hidratasyon işlemi ve yeraltı üretim boşluklarına istenen kıvamda taşınmasını sağlamak için ilave edilen karışım suyundan oluşmaktadır (Yumlu, 2001; Landriault, 2006; Sivakugan vd, 2006).

Bu çalışmanın amacı, yeraltında pasa ve çimento ile uygulanan beton dolgusunda kullanılan beton basınç dayanımını belirlemektir. Bu çalışma kapsamında örnek işletmeden temin edilen 12 adet 20x20x20 cm küp örnekler üzerinde TS EN 12390-3'e uygun olarak 7, 14 ve 28 günlük basınç dayanımları belirlenmiş ve sonuçlar değerlendirilmiştir.

2. MATERYAL ve METOT

Çalışma kapsamında yeraltı işletmesinden çıkarılan pasa malzemesi agregası olarak kullanılmıştır. Gümüşhane Aşkale çimento fabrikasından temin edilen çimento ile Tablo 1' de

verilen oranlarda kullanılarak 20x20x20 cm boyutlarında küp numuneler dökülmüştür.

Tablo 1. Çalışmada kullanılan karışım oranları

Malzeme Cinsi	1 m ³ Malzemede Kullanılacak Miktar, Kg
Portland Çimento, PÇ 32,5	155
Su	100
Agrega, 0-50 mm	2200

2.1. Materyal

Çalışmada kullanılan agregası ve çimentonun özellikleri başlıklar halinde incelenmiştir.

Çimento

Çalışmada bağlayıcı malzeme olarak da Gümüşhane Aşkale çimento fabrikasından temin edilen CEM II/A-M (P-LL) 42.5 R (TS EN 197-1) sınıfı çimento kullanılmıştır. Çimentonun kimyasal, fiziksel ve basınç özellikleri

Tablo 2 'de gösterilmiştir.

Tablo 2. CEM II/A-M (P-LL) 42.5 R kimyasal, fiziksel ve mekanik özellikleri

Kimyasal Analizler		Fiziksel Testler	
SiO ₂	18.59	İncelik (45 µ elek üstü %)	8.58
Al ₂ O ₃	4.69	Özgül Kütle (gr/cm ³)	3.05
Fe ₂ O ₃	3.04	Özgül Yüzey (cm ² /gr)	4145
CaO	60.34	Priz Başlangıcı (saat-dk)	2sa-33dk
MgO	1.92	Priz Sonu (saat-dk)	3sa-18dk
SO ₃	2.89	Hacim Genleşmesi (mm)	0.7
Kızdırma Kaybı	7.19	Su İhtiyacı %	29.9
Na ₂ O	0.11	Basınç Dayanımı, (N/mm²)	
K ₂ O	0.64		
Cl	0.0189		
Ölçülemeyen	0.57		
Toplam	100		
s.CaO	0.38		
Katkı %	17.87	2. gün	23.9
		28.gün	51.1

Agregalar

Yeraltından çıkarılan bakır madeninin yan kayacı olan kireç taşından çıkarılan değişik boyutlardaki pasanın 50 mm boyutunda bir elekten geçirildikten sonra elek altında kalan -50 mm boyutundaki agregalar kullanılarak 20x20x20 cm boyutlarında küp numuneler üretilmiştir.

Agrega örnekleri, agregası yığını temsil edecek şekilde "TS 707; Beton Agregalarından Numune Alma ve Deney Numunesi Hazırlama Yönteminde" belirtilen esaslara uygun olarak alınmıştır.

2.2. Metot

Çalışma kapsamında üretilen küp numuneler üzerinde tek eksenli basınç dayanımı deneyi yapılmıştır.

Basınç Dayanımı Tayini

Tüm beton türlerinin TS EN 12390-3 'e göre 7, 14 ve 28 günlük basınç dayanımları küp numuneler üzerinde belirlenmiştir (Şekil 1). 7, 14 ve 28 günlük numuneler deney gününe kadar kür havuzunda bekletilmiştir. Her deney gününde 3 adet numune teste tabi tutularak sonuçların ortalaması alınmıştır.



Şekil 1. Basınç testine tabi tutulan beton numuneler

Basınç dayanımı, 200x200x200 mm ebadında küp beton örnek üzerinde TS EN 12390-3'de belirtilen esaslara göre yapılmıştır.

Beton basınç dayanımının hesaplanması:

$$f_c = \frac{F}{A_c} \quad (1)$$

eşitliği kullanılmıştır.

Burada;

F_c = Basınç dayanımı, MPa (N/mm²),

F = Kırılma anında ulaşılan en büyük yük, N,

A_c = Numunenin, üzerine basınç uygulandığı en kesit alanı, (mm²) ifade etmektedir.

3. BULGULAR VE DEĞERLENDİRME

Hazırlanan küp numuneler üzerinde yapılan basınç dayanımı sonuçları aşağıda incelenmiştir.

3.1. Basınç dayanım değerleri

Basınç dayanımı belirlenen örneklerin ortalama basınç dayanım değerleri Tablo 3'de görülmektedir.

Tablo 3. Basınç dayanımı değerleri

Beton numuneleri Kod No	Dayanım Test Tarihi	Boyut (mm)	Alan, cm ²	Kırılma yükü, kN	Dayanım, MPa
GMŞ-0- 01.12.2016-7A	08.12.2016	200x200x200	400	56,3	1,41
GMŞ-0- 01122016-7B	08.12.2016	200x200x200	400	57,2	1,43
GMŞ-0- 01122016-7C	08.12.2016	200x200x200	400	56,8	1,42
GMŞ-0-01122016-14A	08.12.2016	200x200x200	400	93,81	2,35
GMŞ-0-01122016-14B	08.12.2016	200x200x200	400	95,14	2,38
GMŞ-0-01122016-14C	08.12.2016	200x200x200	400	94,48	2,37
GMŞ-0-01122016-28A	29.12.2016	200x200x200	400	104,24	2,61
GMŞ-0-01122016-28B	29.12.2016	200x200x200	400	105,71	2,65
GMŞ-0-01122016-28C	29.12.2016	200x200x200	400	104,97	2,63

Tek eksenli basma dayanımı deneyi sonucunda 7 gün sonunda ortalama 1.42 MPa, 14 gün sonu ortalama 2,37 MPa bulunurken bu değer 28 gün sonunda 2,63 MPa olarak ölçülmüştür.



Şekil 2. test sonucu beton örneklerin kırılma şekilleri

4. SONUÇ ve ÖNERİ

Yeraltı dolgusunda kullanılacak bu betonun 7, 14 ve 28 günlük basınç dayanımı değerlendirmesinde;

Basınç dayanımlarının çok düşük olduğu tespit edilmiştir. Kırılan betonlar üzerinde yapılan incelemede, agrega çimento arayüzünde yeterli bir aderans olmadığı gözlemlenmiştir. Bu durumun kullanılan agregaların yeterince temiz olamaması ve yüzeyinin kil tabakası ile kaplı olmasından kaynaklı olduğu düşünülmektedir. Kırılmaların düzensiz olduğu gözlemlenmiştir (Şekil 4.1)

Çalışma sonucunda, Beton standartlarında, betondan dayanım beklenen yerlerde betonun dayanımının en küçük değeri olan 5 MPa'ı 28 gün

sonunda elde edilememesi beton kalitesinin yetersiz olduğunu ortaya koymaktadır. Bu durumun iyileştirilmesi için, beton karışım hesaplarının TS EN 206 ve TSE 802'de belirtilen esaslara göre yapılması tavsiye edilmektedir. Bunun yanında karışıma agregaların yüzeyinde kil ve silt tabakası bulundurmaması, eğer böyle bir tabaka mevcut ise agreganın yıkandıktan ve kil /siltten arındırıldıktan sonra beton karışımına eklenmesi tavsiye edilmektedir. Yine beton üretiminde kullanılan çimentonun ve karışım suyunun yeterlilik şartlarını sağlaması gerekmektedir.

5. KAYNAKÇA

- Benzaazoua, M., Belem, T., ve Bussiere, B., 2002. Chemical Factors That Influence the Performance of Mine Sulphidic Paste Backfill, Cement and Concrete Research, 32, 1133-44
- Amaratunga, L. ve Hein, G.G., 1997. Development of a High Strength Total Tailings Paste Fill Using Fine Sulfide Mill Tailings, Proceedings Of The 29th Annual Conference of The Canadian Mineral Processors, Ottawa (Ontario)-Canada, 293-305.
- Archibald, J., Gange, D.D., Nantel, J., ve Hassani, F., 2003. Underground Mine Backfill, Vol. I.
- Külekçi, G., 2013. Mermer ve tuğla atıklarının macun dolguda kullanılabilirliğinin araştırılması, Karadeniz teknik üniversitesi Fen bilimleri enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, Trabzon.
- Özdoğan, M.V., 2009. Yeraltı Yapılarında Püskürtme Beton ve Dolgu Dizaynı, Dokuz Eylül Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, İzmir.
- Landriault, D., 2006. They said "It will never work."-25 years of Paste Backfill 1981-2006, Proceeding of 9th International Seminar on Paste and Thickened Tailings, Limerick, Ireland, 277-292.
- Yumlu, M., 2001. Backfill Practices at Çayeli Mine. Proceeding of the 17th international Mining congress and Exhibition of Turkey. Ankara 333-339.
- Sivakugan, N., Rankine, R.M., Rankine, K.J. ve Rankine, K.S., 2006. Geotechnical considerations in mine backfilling in Australia, Journal of Cleaner Production, 14, 1168-1175.
- Potvin, Y., 2005. Pastefill in Australia, Handbook on Minefill 2005 pp. 101-108.

Koza Altın İşletmeleri A.Ş. Mastra Altın Madenini Yeraltı İşletmesi Püskürtme Beton İyileştirme Çalışmaları: Fiberin Değiştirilmesi

Improving the Performance of Shotcrete Applications in Koza Gold Corporation Mastra Gold Mine by Changing the Fiber Material

Bahri ÇOŞKUN, Murat AKSAKAL, Kemal KARAKAYA, Kadir Tolga DEMİRKIRAN

Koza Altın İşletmeleri A.Ş. Mastra 29000 Merkez, Gümüşhane / TÜRKİYE

ÖZET: Bu çalışma, Koza Altın İşletmeleri A.Ş. Mastra Yeraltı İşletmesinde püskürtme beton uygulamalarını iyileştirmek için yapılmıştır. Bu çalışmada farklı firmalardan tedarik edilen fiberler kullanılarak elde edilen püskürtme betonların dayanımları tek eksenli basınç testleriyle analiz edilmiş ve buna ek olarak bu püskürtme betonların yeraltı uygulamaları da incelenmiştir. Çalışma sonucunda kullanılan fiber malzeme değiştirilmiş, bunun sonucunda dayanım, ekonomik ve de uygulama süreleri açısından olumlu sonuçlar alınmıştır.

ABSTRACT: The aim of this study is to improve the performance of shotcrete applications in Koza Altın İşletmeleri A.Ş. Mastra underground operations. In this study, the uniaxial strength of the shotcrete was analyzed with uniaxial compression tests by changing the fiber provided from different companies and in addition, underground applications of the tested shotcretes were observed. At the end of this study, fiber material is changed. As a result of the study, favourable results were obtained in terms of strength of the shotcrete, cost and application time.

1 GENEL BİLGİLER

Koza Altın İşletmeleri Mastra Altın Madeni; Gümüşhane ilinin 22 km kuzeybatısında, Mastra köyünde bulunmaktadır. Cevherleşme, Doğu Pontid kuşağının güney kesiminde yer almaktadır.

Koza Altın İşletmeleri, madencilikte sürdürülebilirliği esas alan uygulamalar ile Çevre ve İş Güvenliği (İSG) Politikaları geliştirmiştir. Koza Altın İşletmeleri'nde madencilik çalışmaları üretim, İSG ve Çevre sac ayaklarından meydana gelmektedir.

Koza Altın İşletmeleri Mastra Altın Madeni Gümüşhane ilinin sosyo-ekonomik seviyesine katkılar sunmakta, istihdam ve sosyal sorumluluk alanlarında bölge halkıyla barışık bir politika izlemektedir.

2 MASTRA ALTIN MADENİ YERALTI İŞLETMELERİ

Koza Altın İşletmeleri Mastra Altın Madeni'nde, yeraltı metal madenciliğinde sıkça kullanılan Kes-Doldur (Cut and Fill) metodunu kullanmaktadır.

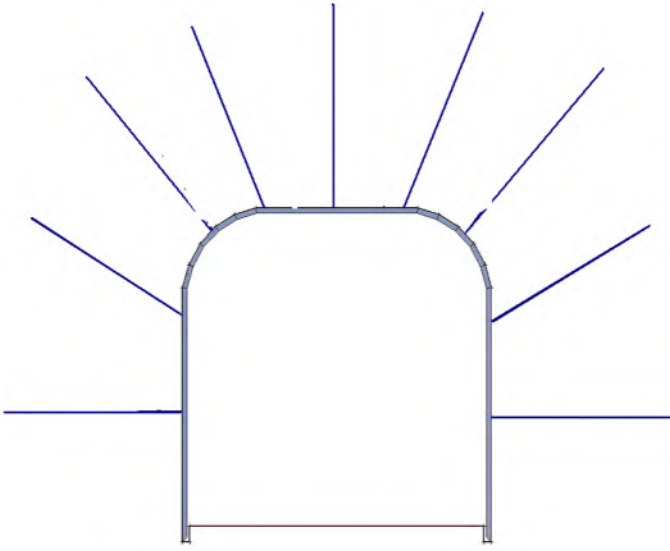
Bu metod, özetle yan kayaçtan cross cutlar (XC) oluşturmak, oluşturulan XC'lerden cevherde galeriler sürmek suretiyle üretim yapmak şeklinde özetlenebilir. Ayrıca, alınan bölgelerin alt ve üst katlarının işlenebilme durumlarına göre beton dolgu ya da pasa dolgu işlemleri yapılmaktadır.

İlerlemeler, delme, patlatma, tarama, nakliyat, tahkimat (fiberli püskürtme beton, kaya saplaması, split set), gerekli görülmesi durumunda çelik hasır döngüsünde yarı mekanize (semi mechanized) olarak gerçekleştirilmektedir.

Şirketimizin sağlamış olduğu olanaklar ve İSG önlemleri doğrultusunda uygulanan tahkimat sistemini, yüksek standartlara sahiptir.

2.1 Tahkimat presedürü

- 1.Delme ve patlatma ile 4m'ye kadar (ortalama 3.7 m) ilerleme,
- 2.Taşımayı takiben 70mm'lik fiber donatılı püskürtme beton uygulaması,
- 3.Her sıra için 1.2 m aralıklarla split set tesisisi,
4. Aynanın bir sonraki atım için hazırlanması.



Şekil 1. Kaya saplaması uygulamasının kesit görünümü

2.2.2 Kaya saplamaları

Kaya saplamaları, yeraltı açıklıklarında oluşmuş elastik bölgeleri plastik bölgelere bağlayıcı tahkimat unsurlarıdır. (Franklin ve Dusseault, 1989; Panek ve McCormick, 1973)

Mastra altın madeninde sürtünme ankrajlı saplamalar sınıfında bulunan split setler kullanılmıştır. (Spillborg, 1994)

Mastra yeraltı işletmesinde kullanılan split setler 2,4m uzunluğundadır. Split setler de saplama tarafından yerleştirildiği delik boyunca ışınsal yönde kuvvet uygulayarak mekanik bir sıkılama ünitesine gerek kalmaksızın kaya yüzeyi tepkisiyle yük taşınmaktadır. (Spillborg, 1994)



Şekil 3. Kaya Saplaması (EV-TEK Zemin Sondaj)

2.2 Mastra altın madeni yeraltı tahkimat sistemi

Koza Altın İşletmeleri Mastra Altın Madeni'nde yeraltı açıklıklarında tahkimat elamanı olarak:

- Çelik hasır
- Kaya saplaması(split set)
- Fiberli püskürtme beton kullanılmaktadır.

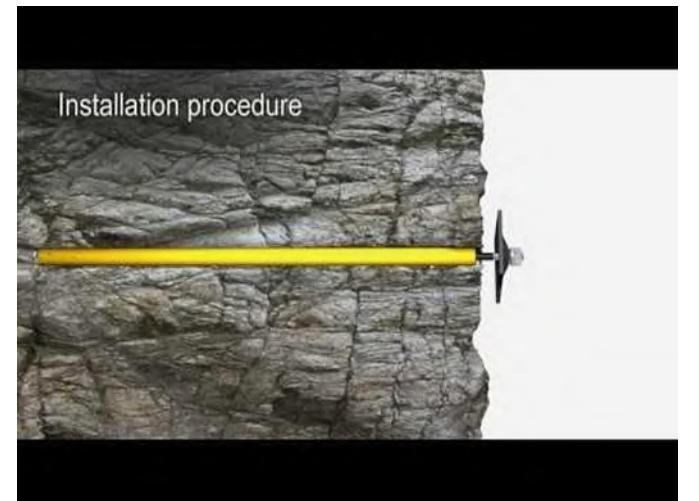
2.2.1 Çelik hasır

Mastra İşletmesi'nde kullanılan çelik hasırlar 2x5 m boyutunda ve 10x10cm hücreli hasırlardır.

Split set ve split set plakaları kullanılarak yüzeye yerleştirilirler.



Şekil 2. Çelik Hasır (Welded Wire Mesh Panels / Flat Sheets)



Şekil 4. Kaya saplamaları (Mechanical Anchors, Resin and Rebar Rock Bolts, n.d.)

2.2.2.1 Kaya saplama seçiminde yapılan testler

Farklı firmalardan temin edilen split setler kalite ve dayanımları hakkında bir fikir edinilmesi amacı ile, dört firmadan sağlanmış olan split setler bir dizi teste tabi tutulmuş, akma, çekme ve uzama değerleri (%) irdelenmiştir.

Bu testlere ek olarak; farklı tarihlerde, firmalardan sağlamış olan numenelerin yeraltında uygulamaları yapılmış ve her ürün için bir dizi çekme testi yapılmıştır. Yapılan deney ve çekme testi sonuçlarına göre 4 numaralı firmada karar kılınmıştır. Burada karara esas olarak yukarıdaki deney sonuçları, maliyet, uygulama kolaylığı ve süresi, öne çıkan parametreler olmuştur.

Tablo 1. Kaya Saplama Deneyleri (DEÜ Malzeme M. Müh.)

FİRMA ADI	NUMUNE ADI	AKMA(MPA)	ÇEKME (MPA)	%UZAMA
1	1-1	657	681	8,6
	1-2	632	668	13,4
	1-3	663	678	8,3
	1-4	662	680	9,3
	1-5	630	665	14,2
	ORTALAMA	648,8	673,4	10,76
2	2-1	728	789	11
	2-2	729	785	11,6
	2-3	714	767	12
	2-4	713	767	10,8
	2-5	703	767	12,1
	ORTALAMA	717,4	775	11,5
3	3-1	462	508	27,6
	3-2	443	500	23,7
	3-3	446	501	23,2
	3-4	439	503	22,3
	3-5	438	506	24,6
	ORTALAMA	445,6	775	24,28
4	4-1	520	534	17
	4-2	524	548	23,2
	4-3	493	544	19,4
	ORTALAMA	512	542	19,9



Şekil 5. Mastra Altın Madeni

2.2.3 Püskürtme beton

Püskürtme beton (shotcrete) belirli basınç altında püskürtülen;

- Kayma tehlikesi olan şevlerde,
- Tünel ve metro çalışmalarında tavan ve yan duvarlarda,
- Çeşitli amaçlarla oluşturulmuş yeraltı açıklıklarında (madencilik, inşaat, tünel vb.) hızlı ve güvenli bir tahkim sistemine ihtiyaç duyulan yerlerde kullanılan bir uygulamadır.

Püskürtme beton uygulaması, kalıp kullanılmadan, shotcrete makinasının uygulama basıncı etkisiyle nozülünden çıkan basınçlı hava ile yüksek bir hızda tavan ve yan duvarlara uygun karışımın püskürtmesiyle yapılır. (Çakıroğlu M.A., Terzi S., Çakıroğlu M.G., Püskürtme Betonda Görülen Problemler” Yapı Teknolojileri Elektronik Dergisi 2009, 5(2) 43-49)

2.2.3.1 Püskürtme beton uygulaması ve dikkat edilmesi gereken hususlar

Püskürtme betonun hazırlanması her ne kadar basit görünse de, reçete içeriğinde yer alan kalemlerin,

- İstenilen özellikte agregalardan oluşması (uygun granülometre, su emme, nem tayini, yoğunluk, kirlilik deneyleri yapılmalı ve bilinmelidir)
- Uygun çimento kullanımı
- Kullanılacak kimyasalların çimentoya ve birbirine uyumlu olması. Zira tarafımızca yapılan deneylerde süper akışkan katkı maddelerinin su-çimento oranını azaltıp ve püskürtme betonun mukavemetini arttırdığı görülmüştür.
- Uygulama alanına göre uygun fiber kullanımı

1.2.3.2 Püskürtme betonun avantajları

- Püskürtme beton uygulaması kalıp gerektirmediği için kalıp maliyetinden kurtarır.
- Kalıp işçiliğinden kaynaklanan zaman kaybını önler.
- Geometrisi bozuk tünellerde, galerilerde kolaylıkla uygulanabilir.

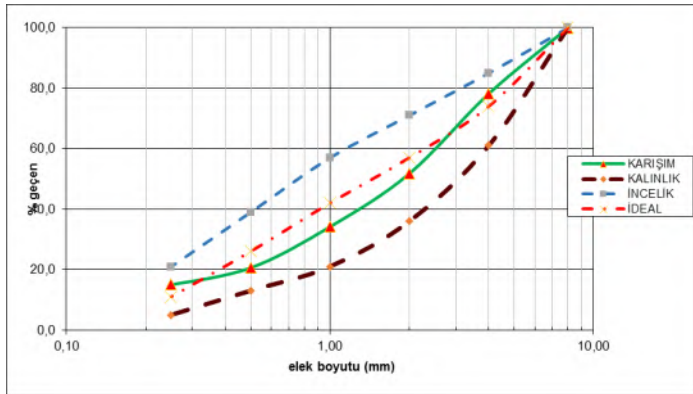
- Priz hızlandırıcı ile uygulandığında kalıp alma süresi beklenmediğinden diğer işlere kısa zamanda geçilir.
- Uygun kimyasal katkılarının kullanılması durumunda uygulama yüzeyine daha iyi bağlanır mukavemeti artırır.
- Uygulama esnasında kalıplı betona göre diğer yardımcı (vinç gibi) ekipmana gerek duymaz.
- Tamir gereken püskürtme alanlar gerekli donatı elamanları ile yeni bir katman gibi tekrar tekrar uygulanır.

2.2.3.2 Püskürtme beton uygulanması

Püskürtme beton, uygulanma yöntemine göre kuru veya yaş olarak üretilmektedir. Kuru karışımda agrega ve çimento uygun ölçülerde karıştırıldıktan sonra, karışım basınçlı hava yardımıyla hortumdan püskürtme ucuna (nozzle) iletilir. Püskürtme ucuna gelen bu kuru karışıma operatör basınçlı su ekleyerek elde edilen betonu basınçlı hava yardımıyla uygulanacak yüzeye püskürtür.

Yaş yöntemde ise agrega ve çimento karışımına su da ilave edilerek meydana gelen harç yine hortum içinde basınçlı hava sayesinde püskürtme ucuna iletilir. Püskürtme ucuna gelen bu karışım hava basıncı sayesinde yüksek hızla uygulama yüzeyine püskürtülür.

Her iki yöntemde de betona istenilen şekil verilebilmekte olup, her türlü yüzeye uygulanabilmesi yönünden dolayı uzun yıllardır çeşitli şekilde kullanılmaktadır. Reçete, agreganın nem içeriği, su emme ve metilen mavisini deneyine göre agrega miktarları, su miktarı, iklim şartları ve taş ocağı durumuna göre revize edilmektedir.



Şekil 6. 0-5mm ve 5-8mm agrega gradasyon eğrisi
(URL-1)

2.2.3.3 Fiberin püskürtme betondaki önemi

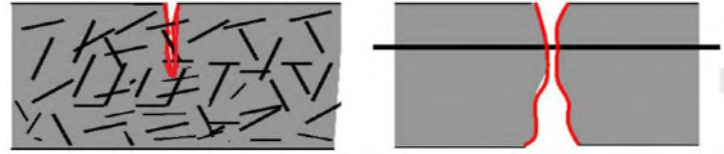
- Rijit olan betona Sünek (Esnek) Bir yapı kazandırmak,
- Betonun enerji yutma kapasitesini,
- Çekme ve eğilme dayanımını,
- Deformasyon yeteneğini arttırmak,
- Çatlak oluşma olasılığını azaltmak,

İlk çatlaktan sonra Rezidüel Performansı ve yapının dizayn ömrünü artırmak amacı ile kullanılır.

Rezidüel performans; betonda ilk çatlak oluşuktan sonra betonun kırılmadan yük taşımaya devam etmesidir. (ICT Turkey, Baraktaroğlu A.İ. 2017 Karayolları sunum)

Çelik hasır sadece bulunduğu yerde çatlağı kontrol altına alabilir. Beton çatladıktan sonra betona iki boyutlu güçlendirme sağlar ve betonun kırılmasını önler.

Fiberler betonun içinde ağ yapısı oluşturarak 3 boyutlu güçlendirme sağlar. Yüksek çekme gerilmesi, uzun ve yoğun sayıda fiberleri ile beton çatladıktan sonra çatlağın önünü keserek çatlağın büyümesini engeller.



Şekil 7. Rezidüel Performans (Bayraktaroğlu
2017)

Bu durum oluşmuş olan çatlakların takibini kolay kılmaktadır.

3 MASTRA ALTIN MADENİ YERALTI İŞLETMESİNDE YAŞANILAN PÜSKÜRTME BETON PROBLEMLERİ

Püskürtme beton uygulamaları çok hassas uygulamalardır. Herhangi bir parametrenin değişmesi, aynada uygulama güçlüklerine ve beton dayanımında ciddi düşüslere neden olmaktadır. Bu nedenle, beton sıkı bir denetimden geçmelidir.

İşletmememizde püskürtme betonda yaşanan en büyük problemlerden biri ise püskürtme işlemi sırasında hatların tıkanması ve püskürtülen betonun yüzeyden dökülmesidir.

Mastra işletmesi olarak betonumuzda revizyon yapmak istememizin en temel sebepleri;

- Piyasada daha rahat temin edilebilecek boyut dağılımında agrega temin etmek
- Topaklanmayı önlemek amacıyla fiber miktarını mümkün olduğunca azaltmak.

4 UYGULANAN ÇÖZÜMLER

Bu araştırmalarımız sırasında daha az fiber kullanılarak aynı dayanımları sağlayabilme imkanı sağlayabilecek firmalarla görüşülmüştür. Bu görüşmeler neticesinde bir firmayla yapmış olduğumuz uygulama ve labratuvar çalışmalarında olumlu sonuç alınması ile firmanın ürünü kullanılmaya başlanmıştır.

5-12 agrega kullanma olanağı, hem maddi olarak düşük maliyet hem de püskürtme beton uygulama süresini kısaltarak zaman tasarrufuna imkan tanımış, ayrıca daha yüksek dayanım değerlerini mümkün kılmıştır.

Çalışmalarımız esnasında yaptığımız deneylerde en uygun slump değeri için 0,42-0,48 Su/Çimento oranı ile yakalanmıştır. Su/Çimento oranı hazırlanmış bir betondaki su miktarının çimento miktarına oranını vermektedir. Hazırlanmış olan küp ve silindirik numuneler için en yüksek mukavemet değerleri, numunelerin kür havuzundan çıkarıldıktan 8 saat sonra test edilmesi ile elde edilmiştir.

Reçetemizde yeralan birim maliyet açısından en yüksek kalem olan fiber için 60cm x 60cm x 10cm ölçülerde plaka deneyleri yapılmış, deney esnasında deformasyonlar plaka alt kısmında deformasyon ölçer aracılığı ile ölçülmüştür. İstenilen teknik değerler yakalanmış olup, fiber malzeme değiştirilmiştir. Malzeme değişimi sonrasında uygulama ve dayanımlarda herhangi bir problem yaşanmamıştır.

A firmasına ait 54mm sentetik fiber için 25mm ve 40mm açıklıkta birim enerji miktarı aşağıda verilmiştir. (m³ e 2,5kg kullanılmıştır.)

Tablo 2. Üç Farklı Numune İçin Plaka Testi Sonucu (İTÜ Dep Müh)

Yer değiştirme (mm)	Enerji (J)		
	1	2	3
25	517	592	583
40	615	700	689

Daha önce B firmasından temin edilen 40mm sentetik fiberden m³ başına 4 kg kullanılmakta idi.

A firmasından temin edilen üründen istediğimiz sonuçlar alınmıştır (2,5 kg/m³). Yeni fiber

malzemenin kullanılması sonucunda, tıkanma problemleri ortadan kalkmış, ayrıca fiber maliyeti yaklaşık %19 oranında düşürülmüştür.

5 SONUÇ VE ÖNERİLER

Madencilikte, bilim ve sahanın entegrasyonunu sağlayacak olan mühendisler devamlı yenilikçi fikirler üretmeli ve en iyinin peşinde olmalıdır.

Püskürtme betonun önemli avantajları ve yeteneklerine karşın, prosedürlere uyulmadığı takdirde sonuç başarısız ve kalitesiz olacaktır. Tüm adımlar doğru bir şekilde uygulandığında, bu işlemler şirketimizin İSG politikalarının güçlü bir şekilde uygulanmasına olanak sağlamış olacaktır. Ayrıca beton maliyetin büyük bir kısmını kapsadığı için maliyet açısından araştırma/geliştirme çalışmaları ihmal etmemek ve sürekli en iyinin peşinden koşmak, araştırmak gerekmektedir. Nitekim bizlerin yapmış olduğu kısa vade de uygulanan AR-GE çalışmalarının sonucunda yukarıda belirtilen gelişmeler kaydedilmiştir.

TEKNİK KATKILAR

ICT Contruction Turkey yetkililerine

İTÜ den Doç.Dr.Bekir Pekmezci

Katkılarından dolayı teşekkür ederiz.

KAYNAKLAR

- Bayraktaroğlu A.L. 2017 ICT Contruction Turkey beton elemanları sunum
- Koza Altın İşletmeleri Teknik Ofis Arşivi (n.d.). Retrieved from EV-TEK Zemin Sondaj: <http://www.evtekzemin.com>
- Mechanical Anchors, Resin and Rebar Rock Bolts. (n.d.). Retrieved from Dywidag-Systems International: <https://www.dsiunderground.at/en/products/tunneling-mining/anchors-rock-bolts/ct-bolttrade-combination-rock-bolt.html>
- Welded Wire Mesh Panels / Flat Sheets. (n.d.). Retrieved from Ultimate One Online: https://www.ultimate-one.co.uk/galvanised-wire-mesh-weld-mesh-panels-c-89_81
- DEÜ Malzeme M. Müh) 2018 spliset çekme deneyi Franklin ve Dussealt, 1989; Panek ve McCormick, 1973)
- (Çakıroğlu M.A., Terzi S., Çakıroğlu M.G., Püskürtme Betonda Görülen Problemler” Yapı Teknolojileri Elektronik Dergisi 2009, 5(2) 43-49)
- URL 1. <http://www.engineeringenotes.com/concrete-technology/aggregates/practical-grading-of-aggregates-concrete-technology/31261>
- Spillborg ,1994

Farklı Delik Çaplarıyla Manyezit Madeninde Yapılan Uygulama ve Değerlendirilmesi

H.Baran Kırman, Savaş Karademir & Ergün Alpaydın

Solar Patlayıcı- Eskişehir

ÖZET: Bu çalışmada bir manyezit ocağında daha verimli patlatma yapılabilmesi için farklı delik çaplarında delikler delinmiş ve patlatılmıştır. Patlatmalardan sonra veriler kaydedilmiş ve karşılaştırılmıştır. Çalışmada 1 m³ malzeme üretimi için 89'luk deliklerde 0,39 kg anfo kullanıldığı 102'lik deliklerde ise 0,29 kg anfo kullanıldığı tespit edilmiştir. Delik sayısının % 14 civarında düştüğü görülmüştür.

ABSTRACT: In this study, holes were drilled and exploded at different hole diameters in order to make more efficient blasting in a magnesite mine. After the bursts, the data were recorded and compared. For the production of 1 m³ of material, it was determined that 0.39 kg anfo was used in 89 mm holes and 0.29 kg anfo was used in 102 mm hole. The number of holes decreased by about 14%

1 GİRİŞ

Açık ocak madenciliğinde sert kayaçların kazanılması için patlatma yapmak hem ekonomik hem de zamandan kazanılması açısından son derece önemlidir. Patlatmadan daha verimli sonuçlar alınabilmesi birçok parametre vardır. Bu faktörlerden bazıları birim hacimde kullanılan patlayıcı madde miktarı (özümlü şarj) ve kayacın fiziksel yapısıdır. Kayacın fiziksel yapısına uygun olarak basamak yüksekliği, delik yükü, delikler arasındaki mesafe ve ateşleme yöntemi değiştirilebilir parametrelerdir. Kullanılan patlayıcı madde cinsi ve miktarı da bu parametrelerden önemli bir tanesidir. İşletme için uygun olan patlayıcı madde miktarının uygun olan miktarda kullanılması verimlilik açısından çok önemlidir.

Bu çalışmada delik çapların değiştirilmesiyle ortaya çıkan farklılıkları incelenecektir. Basamak patlatmalarında patlatma verim ve ekonomisini etkileyen en önemli parametrelerden birisi de delik çapıdır. Delik çapı; öncelikle patlayıcının kaya yapısı içinde dağılma derecesini işaret eder. Küçük çaplarda delik geometrisi de dar olmakta, patlayıcı kaya yapısı içinde daha iyi dağılmış olmaktadır (Erkoç, 1996).

Delik çapı, doğrudan doğruya delinecek delik sayısı, düzeni ve kullanılacak patlayıcı madde miktarını etkilediği için patlatma ekonomisini de yakından etkilemektedir. Büyük çaplı deliklerde ise geometrinin geniş olmasına bağlı olarak elde edilen pasa iri taneli bir karakter göstermektedir. Çapın büyümesi ve geometrinin genişlemesi, tüketim kalemlerini düşürdüğü için maliyeti

düşürmektedir. Her işletme kendi özel koşullarına uygun olarak (kaya yapısı, istenen ürün tane boyu vb.) kendisine en uygun delik çapını tespit etmelidir (Erkoç, 1996).

Belirli kaya özelliklerine göre ilişkilendirilmiş delik çapı, delik ayna mesafesi, delik boyu gibi bir çok parametre için literatürde verilmiş bir çok eşitlik söz konusudur. Ancak kaya özellikleri, süreksizlik sistemlerinin yapı ve pozisyonları, çevresel koşullar her yerde hatta aynı ocağın farklı yerlerinde dahi farklılık göstermektedir. Bu nedenle literatürdeki çalışmalar incelendikten sonra patlatmanın yapılacağı yerde yapılacak kontrollü patlatmalar ile (her seferinde bir parametre bir miktar değiştirilerek) her ocak için o ocağa özgü delik çap ve patlatma düzeni yeniden değerlendirilmeli ve sonuçlandırılmalıdır (Akkoyun,2004).

Ayrıca patlatma parametreleri tespit edildikten sonra da delinen delikler ve yapılan her patlatma yakından kontrol edilerek kayaçta meydana gelebilecek muhtemel değişimler izlenmeli ve kayaçtaki değişimlere göre parametrelere bu değişimler yansıtılmalıdır. Örneğin kayaç içindeki silis içeriğinin artması ya da kayaçta zayıf bir zona girilmesi durumunda delikler arası mesafe veya patlayıcı madde içeriklerinde değişiklik düşünülebilir (Akkoyun,2004).

Bu çalışmada bir manyezit işletmesinde farklı delik çaplarıyla yapılan çalışmaların verileri paylaşılmıştır.

2 YAPILAN ÇALIŞMALAR

Bu çalışma Eskişehir il merkezine 35 km. mesafedeki Manyezit işletmesinde yapılmıştır. Proje sahasında yöredeki manyezitler serpantinlerin deformasyonu sonucu makaslama çatlaklarının gelişmesi ve ezikli bir yapı kazanmasından sonra bunların içinde dolaşan sıcak suların serpantinleri ayrıştırması ve çatlaklarda manyezit çökelimini sağlamaları şeklinde oluşmuşlardır.

Manyezit cevheri işletmeciliğinde en önemli iki parametre, üretilen cevherin silis ve kireç içeriğidir. Bu nedenle, cevherler silis ve kireç içeriklerine göre farklı sınıflara ayrılmaktadırlar. El ile ayıklama işleminde, beyaz olan manyezit cevheri ile koyu renkli (lacivert, koyu yeşil vb.) olan serpantin minerali birbirinden ayrılmaktadır. Bu ayırma, cevherin silis içeriğini değiştirmektedir. Aynı şekilde manyetik ayırmada da serpantin ve manyezit taneleri birbirinden ayrıldıkları için bu yöntemde de cevherin silis içeriği değişmektedir (Akkoyun, 2004).

Küçük faylar oldukça çoktur ancak delik delinmesi konusunda sorun çıkarmamaktadırlar. Çalışmanın yapıldığı işletmede 500 metrelik alanda 3 farklı ocak vardır. Toplam basamak sayısı 12'dir. Basamak boyları 7 ila 16 metre arasında değişmektedir. Mevcut işletme şeş beş düzeni delik delerek patlatma işlemlerini yapmaktadır. Firmanın daha kapasite artışı isteği üzerine yapılan bilimsel çalışmalarla 102 mm lik delik delmenin daha verimli olacağı düşünülmüş ve uygulanmıştır. Bu veriler 1 m³ malzeme üretimi için verilmiştir. Ton olarak verilmemesinin sebebi yan kayaç yoğunluğu ile manyezit yoğunluğunun farklı olmasından dolayıdır.

Patlatma işleminden sonra zemin kontrolleri her defasında yapılmış olup topuk kalıp kalmadığı gözlenmiş olup hiçbir patlatmada gözlenmemiştir.

3 DEĞERLENDİRME

Farklı delik çaplarıyla yapılan patlatmalarda şu değerlendirmeler yapılabilir;

Tabloda görüldüğü görüldüğü gibi 89 mm'lik delik kullanımı 102 mm'lik deliklere göre özgül sarfı %25 civarında artırmaktadır. Delik delme makinasının yakıtları ve delik delme süreleri incelendiğinde 10 metre deliklerde 1 dakika 30 saniye kadar bir süre uzaması ve saatte 1 litre yakıt artışı görülmüştür.

4 SONUÇLAR

Farklı delik çaplarının kullanılması ilk olarak istenilen tane boyutuyla alakalıdır. Her iki delik çapıyla yapılan patlatmaların sonuçlarını değerlendirirsek;

102 mm'lik delik çapı kullanımında Anfo kullanımının %25 azaldığı, Dinamit kullanımının %14 azaldığı, Kapsül kullanımının %15 azaldığı gözlenmiştir. Deliklerden ise %14 tasarruf sağlanmıştır. Yapılan çalışmalarda özgül sarfın en düşük 0,225 kg/m³ olduğu en yüksek ise 0,420 kg/m³ olduğu gözlenmiştir. Başka bir gözlem ise özgül sarf arttıkça patar miktarının azaldığıdır. Bu çalışmaların yapıldığı süre boyunca işletme tane boyutu konusunda her hangi bir şikayetini dile getirmemiştir.

Parametreler değiştirilirken dikkat edilmesi gereken hedefler ise başta emniyet koşulları olmak üzere; en uygun delme ve patlatma maliyetinde ve istenilen tane boyunda malzeme üretmek olmalıdır. Bu çalışmalar için de birden çok patlatma parametresinin olduğu, kontrolün sağlanabildiği basamak patlatmaları tercih edilmelidir. Ayrıca çalışmalar yapılarak parametreleri belirlenen işletmelerde kontrol sürmeli ve değişmesi muhtemel kayaç ve ocak şartlarına göre ve yenilenen patlayıcı madde teknolojisine göre patlatma parametreleri yeniden gözden geçirilmelidir.

Tablo 1. 89 mm Çaplı Patlatma Verileri

Atım No	Delik Çapı (m)	Anfo (kg)	Dinamit (kg)	Kapsül (ad)	Elektirikli (ad)	Delik Sayısı	Delik Yüksekliği	Delikler Arası Mesele	Sıralar Arası Mesele	Kübaaj
1	89	9250,00	176,00	367,00	7,00	352,00	8,00	2,90	2,80	22865,92
2	89	5900,00	97,00	210,00	10,00	194,00	9,00	3,10	2,75	14884,65
3	89	9400,00	180,00	380,00	12,00	360,00	8,00	3,00	2,90	25056,00
4	89	6700,00	70,00	160,00	6,00	140,00	14,00	3,20	2,90	18188,80
5	89	5500,00	70,00	160,00	7,00	140,00	12,00	3,00	2,75	13860,00
6	89	5550,00	50,00	110,00	5,00	100,00	16,00	3,10	2,80	13888,00
7	89	6700,00	65,00	150,00	5,00	130,00	15,00	3,05	2,80	16653,00
8	89	8750,00	105,00	230,00	4,00	210,00	12,00	3,00	2,75	20790,00
9	89	3500,00	75,00	170,00	4,00	150,00	8,00	3,00	2,70	9720,00
10	89	6300,00	100,00	210,00	3,00	200,00	8,00	3,20	3,00	15360,00
11	89	9450,00	140,00	300,00	6,00	280,00	8,00	3,20	3,20	22937,60

Tablo 2. 102 mm Çaplı Patlatma Verileri

Atım No	Delik Çapı (mm)	Anfo (kg)	Dinamit (kg)	Kapsül (ad)	Elektirikli (ad)	Delik Sayısı	Delik Yüksekliği	Delikler Arası Mesafe	Sıralar Arası Mesafe	Kübaj
1	102	7300,00	112,00	235,00	3,00	224,00	9,00	3,80	3,10	23748,48
2	102	7500,00	131,00	290,00	10,00	262,00	7,00	3,90	3,30	23603,58
3	102	4200,00	60,00	130,00	3,00	120,00	10,00	3,80	3,10	14136,00
4	102	8650,00	165,00	350,00	10,00	330,00	7,00	3,85	3,20	28459,20
5	102	8200,00	142,00	300,00	10,00	284,00	8,00	3,70	3,40	28581,76
6	102	6600,00	100,00	220,00	10,00	200,00	9,00	3,70	3,20	21312,00
7	102	9500,00	168,00	350,00	12,00	326,00	7,00	3,80	3,40	29483,44
8	102	9500,00	160,00	340,00	10,00	320,00	8,00	3,80	3,20	31129,60
9	102	9200,00	160,00	340,00	10,00	320,00	7,00	3,80	3,20	27238,40
10	102	9500,00	140,00	300,00	7,00	280,00	10,00	3,80	3,30	35112,00
11	102	9300,00	140,00	300,00	14,00	280,00	9,00	3,90	3,30	32432,40
12	102	9400,00	140,00	300,00	7,00	280,00	9,00	3,90	3,35	32923,80
13	102	9400,00	120,00	260,00	7,00	240,00	10,00	3,95	3,40	32232,00
14	102	9375,00	213,00	450,00	12,00	426,00	7,00	3,85	3,20	36738,24
15	102	9400,00	200,00	440,00	12,00	400,00	7,00	3,90	3,10	33852,00

Tablo 3. 89 mm Deliklerde Özgül Şarj

Atım No	Delik Çapı (mm)	Anfo (kg)	Kübaj	ÖZGÜL ŞARJ
1	89	9250	22865,92	0,40453216
2	89	5900	14884,65	0,396381507
3	89	9400	25056	0,375159642
4	89	6700	18188,8	0,36835855
5	89	5500	13860	0,396825397
6	89	5550	13888	0,399625576
7	89	6700	16653	0,402329911
8	89	8750	20790	0,420875421
9	89	3500	9720	0,360082305
10	89	6300	15360	0,41015625
11	89	9450	22937,6	0,411987305
TOPLAM	89	77000	194203,97	0,39649035

Tablo 4. 102 mm Deliklerde Özgül Şarj

Atım No	Delik Çapı (mm)	Anfo (kg)	Kübaj	ÖZGÜL ŞARJ
1	102	7300	23748,48	0,307388
2	102	7500	23603,58	0,317748
3	102	4200	14136	0,297114
4	102	8650	28459,2	0,303944
5	102	8200	28581,76	0,286896
6	102	6600	21312	0,309685
7	102	9500	29483,44	0,322215
8	102	9500	31129,6	0,305176
9	102	9200	27238,4	0,337758
10	102	9500	35112	0,270563
11	102	9300	32432,4	0,28675
12	102	9400	32923,8	0,285508
13	102	9400	32232	0,291636
14	102	9375	36738,24	0,255184
15	102	9400	33852	0,277679
TOPLAM	102	127025	430982,9	0,294733

Tablo 5. Farklı Çapların Karşılaştırılması

			1 m ³ MALZEME İÇİN 89 MM DELİKLER	1 m ³ MALZEME İÇİN 102 MM DELİKLER	DEĞİŞİM %
ANFO	77000	127025	0,396	0,294	25,849
DİNAMİT	1128	2151	0,006	0,005	14,073
KAPSÜL	2447	4605	0,013	0,011	15,200
E					
KAPSÜL	69	137	0,000	0,000	10,531
DELİK SAYISI	2256	4292	0,012	0,010	14,273
KÜBAJ	194204	430982			
Özgül Şarj	0,396	0,294			

KAYNAKLAR:

Erkoç, Ö. Y. , 1996. Kaya Patlatma Tekniğinde Yöntem ve Maliyet Karşılaştırması. 2.Delme ve Patlatma Sempozyumu, Ankara 193-201.

Ö. Akkoyun, 2004, “Bir Kireçtaşı Ocağında Uygulanan Patlatma Delik Çapı Değişiminin Sonuçları”, 5.Endüstriyel Hammaddeler Sempozyumu, İzmir.

Ö. Akkoyun, 2004, “Bir Manyezit Açık İşletmesinde Uygulanan Kontrollü Patlatma Çalışması”, 7.Bölgesel Kaya Mek. Sempozyumu ,2004 ,Sivas

Kömür Madenciliğinde Tabaka Hareketleri Kaynaklı Sorunlar

Problems Related to Strata Movements in Coal Mining

B. Ünver

Hacettepe Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Ankara

ÖZET: Uzunayak, kömür üretiminde yaygın olarak kullanılan bir yöntemdir. Uzunayak yöntemi; tahkimatlı alanın en az boyutta duraylı olarak tutulması ve üretimi yapılan bölgenin etkin bir şekilde düzenli olarak göçertilmesi ilkesine dayanır. Bu yöntemin başarısı için, üretim yapılan seviyedeki taban taşının tahkimatların aktarmakta olduğu yükü taşıyabilecek kadar sağlam olmalıdır. Bununla birlikte tavanın kırılarak akmayacak ölçüde sağlam olmasına ek olarak tahkimatın ilerletilmesi sonrasında kolaylıkla geçecek özelliklere de sahip olması gerekir. Üretilen kömür ve yan kayacın istenen optimum jeomekanik özelliklere sahip olmadığı durumlarda tabaka kontrolü kaynaklı duraysızlık sorunları yaşanmaktadır. Bu bildiride, temel anlamda tabaka kontrolü kaynaklı oluşmuş olan ve 301 madenciyi kaybettiğimiz Soma faciası ve Çayırhan'da meydana gelen duraysızlık sorunlarının mekanizması kısaca açıklanmaktadır. Öncelikle tabaka hareketleri kaynaklı sorunun ortaya çıkmasına neden olan genel mekanizma açıklanmıştır. Daha sonra söz konusu madenlerdeki sorunun ne şekilde oluştuğu irdelenmiştir. Bildirinin temel amacı sorun yaratan mekanizmanın ortaya konulması olduğu için çözümler konusuna değinilmemiştir.

ABSTRACT: Longwall is a widely used coal production method. Basically longwall mining method depends on the principle of keeping the supported opening size at the minimum and caving of worked out region effectively on a regular basis. Success of longwall mining is closely related with having a working face floor strong enough to transfer the roof load and a roof strata strong enough to maintain a stable roof together with a weak enough roof to readily cave in without leaving any empty space in the goaf. Strata control related problems would be experienced in case of having surrounding rock with unfavourable geomechanical properties. This paper briefly presents the mechanisms of Soma disaster and instability problems encountered in Çayırhan coal mine, as both happened due to strata control related behaviour of caving strata. Firstly, the general mechanism of the problem is explained. Then, mechanisms of the problems observed at these mines are evaluated. As the main objective of this paper is to describe the mechanism of strata control related problems, remedies are not discussed.

1 GİRİŞ

Göçertmeli uzunayak yönteminin kullanılarak yüksek miktarda kömür üretimi yapılması sonucunda geniş bir alan göçmeye bırakılmaktadır. Özellikler damar kalınlığının ve/veya eğiminin fazla olduğu durumlarda göçmeden etkilenme oranı artmaktadır.

Uzunayak üretim yönteminin güvenli ve verimli bir şekilde yapılabilmesi için bazı önemli şartların yerine getirilmesi gereklidir. Bu etmenlerin başlıcaları aşağıda verilmektedir:

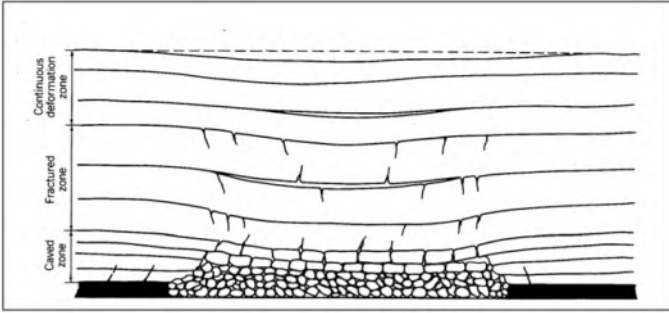
- i. Üretim faaliyetlerini yürütmek için gerekli olan tahkimatlı açıklık hacminin en düşük düzeyde tutulması,

- ii. Tavan taşının bir duraysızlık sorunu yaratmayacak düzeyde sağlam olması ancak ilerlemenin hemen sonrasında geçerek ayak arkasında boşluk kalmaması,
- iii. Ayak arkası göçük ve oturma zonlarının düzenli olarak üretime etki etmeyecek yüksekliğe kadar devam etmesi,
- iv. Taban taşının tahkimatın aktardığı yükü taşınması ve kabarıp bozulmadan duraylı kalabilmesi,

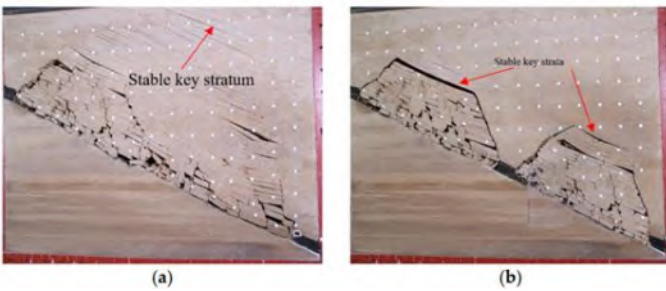
Bu temel etmenlerin sağlanması sonrasında diğer tasarım ve üretimle ilgili ayrıntılar uygun bir şekilde yönetilebilir.

2 UZUNAYAK GÖÇÜĞÜNDEKİ TABAKA HAREKETLERİ

Yer altı madencilik faaliyetleri kapsamında tasman (subsidence), damar üstündeki formasyonların üretim sonrasında oluşan kazı boşluğuna doğru hareket etmesi neticesinde yerüstü topoğrafyasında meydana gelen düşey ve yanal yönlü yer değiştirme olarak tanımlanmaktadır (Şekil 1). Örtü tabakalarının yapısal özellikleri (kalınlık, içerdiği süreksizlikler, yoğunluk, dayanım vb.), damarın derinliği (h), madencilik üretim yöntemi, kazı yüksekliği, kazı genişliği gibi kavramlar tasman miktarını, tasmanın oluşum şeklini ve süresini kontrol eden başlıca parametrelerdir (Kratzsch, 1983; Whittaker and Reddish 1989). Şekil 2’de bir uzunayak panosunu temsilen hazırlanmış olan fiziksel model üzerinde yapılan temsili üretim sonrasında, göçük bölgesinde meydana gelen tabaka hareketleri görsel olarak verilmektedir. Göçme sırasında tabaka hareketlerine bağlı olarak özellikle sağlam ve kalın tabakaların bulunması durumunda göçük bölgesinde boşlukların oluşması kaçınılmazdır.



Şekil 1. Tasman oluşumunun şekilsel gösterimi (Peng 1992)



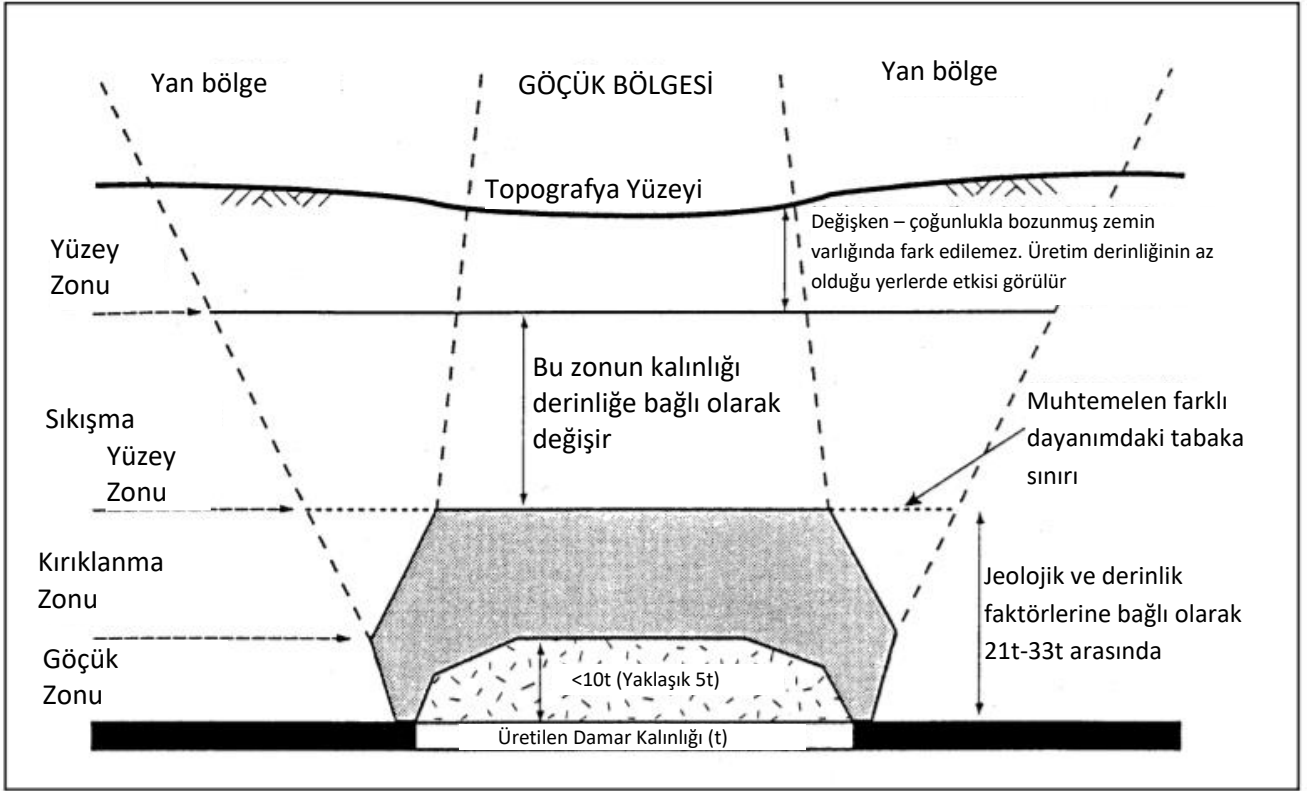
Şekil 2. Göçmeye dirençli bir tabakanın konumuna göre, göçme bölgesinin bir fiziksel model üzerindeki gösterimi (Wang vd., 2017)

Şekil 3’te bir uzunayak panosu üzerindeki hareketli zonlar biraz daha ayrıntılı olarak verilmektedir.

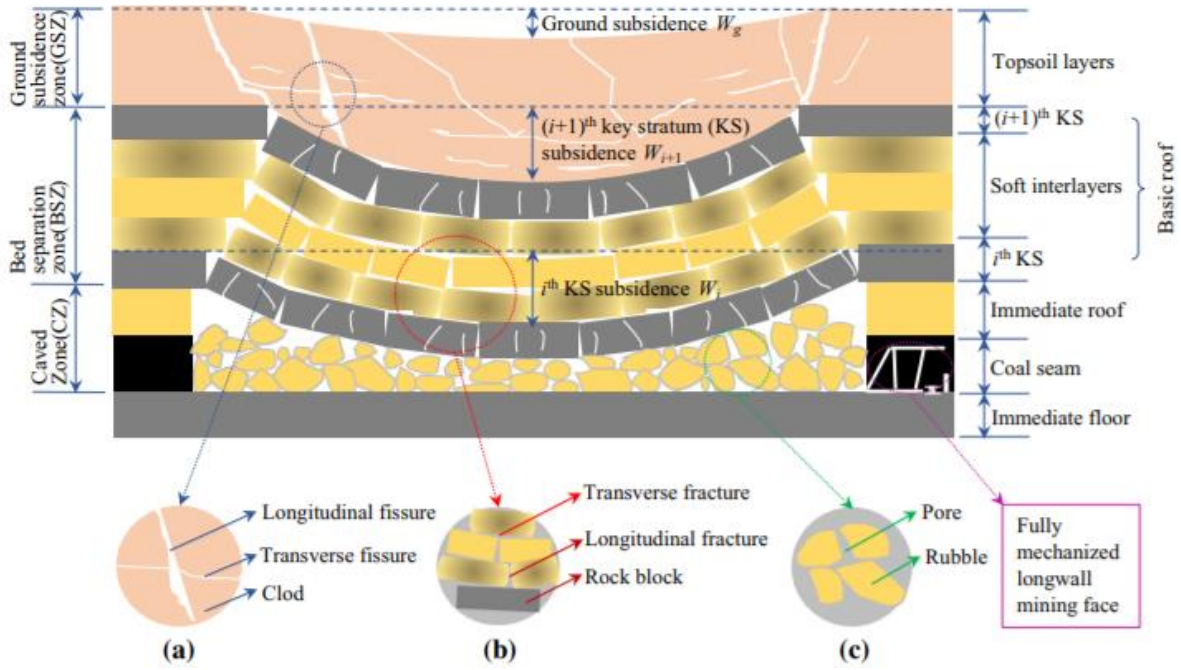
Üretilen damar kalınlığının 21 ila 33 katı arasında bir yükseklikte kırıklı zon oluşmakta bu seviyenin üzerindeki tabakalar ise aşağı doğru düzenli bir şekilde sarkarak hareket etmektedirler. Diğer bir ifadeyle, bir uzunayak panosunda üretim yapıldığında kırılanma yerüstüne kadar devam etmez. Üretim derinliği arttıkça tasman etkisinin azalacağı söylenebilir. Yerüstünde tasman oluşumu gözlenirse bile, üretimin derinlerde olduğu durumlarda yerüstüne yakın tabakalarda parçalanma meydana gelmemektedir. (Forster 1995). Şekil 4’de ise bir ayak ilerlemesi sırasında göçmenin nasıl geliştiği gösterilmektedir.

Özellikle Çin’li araştırmacılar tarafından uzunayak madenciliğinde tabaka hareketleri konusunda son yıllarda çok sayıda kaliteli yayınların yapıldığı görülmektedir (Ghabraiea vd. 2017; Guo vd. 2018; Ju and Xu 2015; Suchowerska vd 2016; Ünver and Yaşıtlı 2006; Wang vd 2016; Wang vd 2016; Wang vd 2017; Xu vd 2017; Yaşıtlı and Ünver 2003; Yaşıtlı and Ünver 2004; Yaşıtlı and Ünver 2005a; Yaşıtlı and Ünver 2005b; Yu 2016; Zhu and Jun 2018). Dünyada hangi ayrıntıda araştırma yapıldığının anlaşılması açısından bu yayınların incelenmesinde yarar vardır. Ülkemizde de kendi koşullarımızdaki durumu bilimsel olarak belirlemek üzere araştırmaların yapılması konusunda büyük bir ihtiyaç vardır. Özellikle oldukça zor ve dünyada benzerlerinden farklı koşullara sahip Eynaz bölgesinde bu araştırmaların kesinlikle yapılması gereklidir. Aksi takdirde, mekanizmasını tam olarak bilemediğimiz bir sistemi kontrol etmemiz imkansız olacağından, gelecekte sorunlarla karşılaşılması sürpriz olmayacaktır.

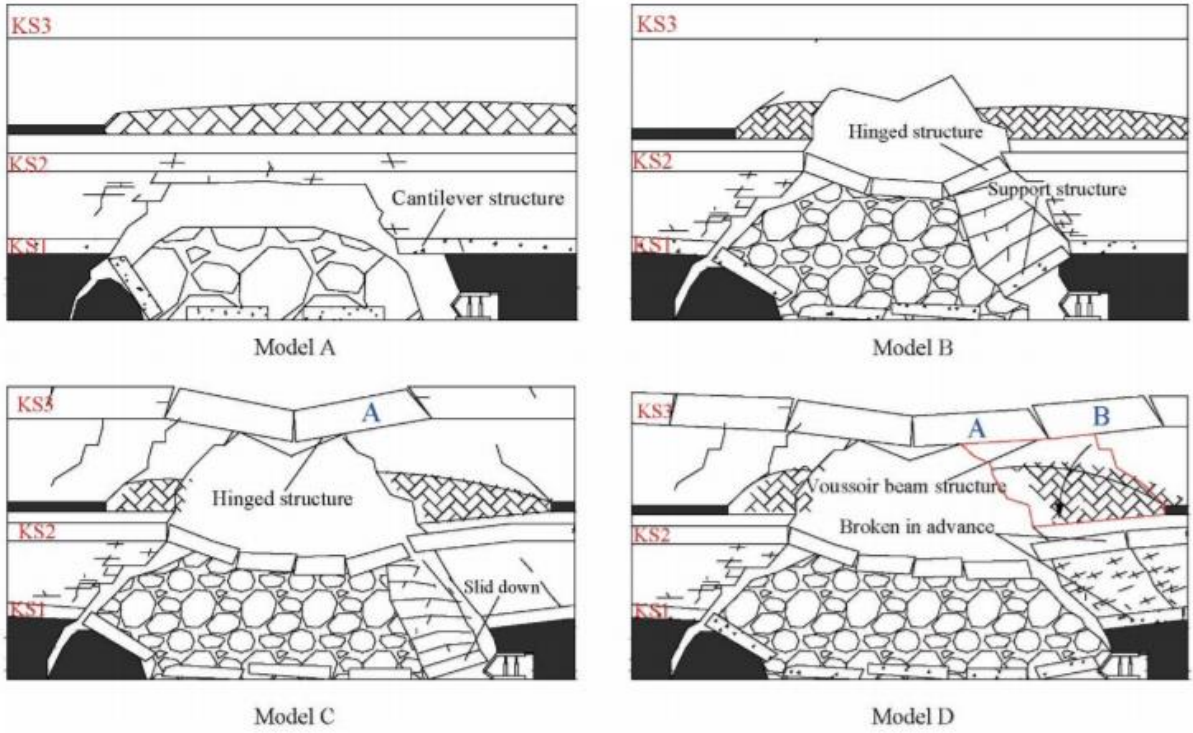
Şekil 5’te farklı tavan koşullarında oluşması muhtemel tabaka hareketlerinin niteliği görülmektedir. Şüphesiz tavan tabakalarının özelliklerine bağlı olarak her maddende, hatta madenin farklı bölgelerinde veya ilerleme yönüne bağlı olarak bile göçme davranışı değişiklik gösterebilir. Göçük bölgesinde tabakaların göçme davranışlarına bağlı olarak büyük boyutlu boşluklar meydana gelebilmektedir. Bu durum Şekil 5’te açıkça görülebilmektedir. Her maden özelinde tavan taşının göçme davranışı mutlaka ölçüm ve modelleme çalışmaları yapılarak ortaya konmalıdır.



Şekil 3. Central Coast bölgesi için bir uzunayak panosu üzerinde tasman oluşumundan etkilenen zonların gösterimi (Foster 1995)



Şekil 4. Bir uzunayak ilerlemesi sırasında meydana gelen tabaka hareketlerinin şematik gösterimi (Wang vd., 2016)



Şekil 5. Farklı karakterdeki tavan tabakalarının olası göçme davranışları (Guo vd. 2018)

3 SOMA EYNEZ FACİASI HAKKINDA ÖZET BİLGİLER

Bildirinin bu bölümünde dünyadaki en dramatik kömür madeni kazalarından biri olan Soma Eynez Karanlıkdere maden faciasının temel oluşum mekanizmasına ait değerlendirmeler sunulmaktadır.

3.1 Jeolojik Yapı

Eynez sahasında yaklaşık 25 m kalınlığında bir kömür damarı bulunmaktadır. Damarın tabanı yumuşak kil olmasına rağmen tavan tabakası ciddi göçme sorunları yaratan masif ve güçlü bir yapıdadır. Kalın kömür damarı sebebiyle üretimde tavan göçertmeli çok katlı uzun ayak yöntemi kullanılmaktadır.

Bölgede kömür damarlarını da içeren değişik birimler bulunmaktadır. Karanlıkdere ocağında bulunan birimler aşağıda verilmekte olduğu şekilde yukarıdan aşağıya doğru sıralanmaktadır:

- Pliyosen yaşlı kumtaşı – silt – kil ardalanması (P1)
- Orta linyit horizonu (KM3, Yer altı yöntemiyle üretilmiyor)
- Kireçtaşı (M3)
- Marn (M2)
- Alt linyit horizonu (KM2, üretilen ana damar)
- Kil (M1)
- Temel: Kristalize kireçtaşı – grovak

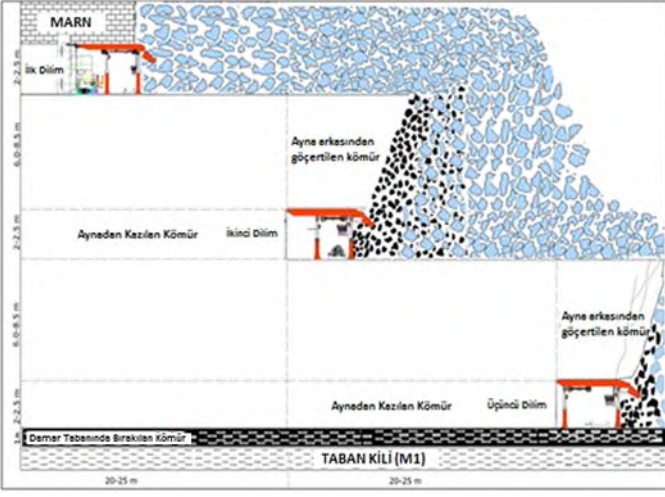
Dünyada bu stratigrafiye benzer başka bir kömür damarı bulunmamaktadır.

Ocağın kaza meydana gelen kısmında kömür damarı önemli miktarda metan içermektedir. Ayrıca kömür kendiliğinden yanmaya yatkın bir yapıdadır. Bölgede metan geliri sorun yaratmaktadır (Ünver ve Hindistan, 2010).

3.2 Üretim Yöntemi

Normal şartlarda kömür ocaklarında tüm hazırlık galerilerinin taban taşında sürülmesi tasman etkisinin en aza indirilmesi açısından tercih edilir. Eynez sahasında taban taşı oldukça yumuşak özellikli kiltadır. Sahanın doğu kısımlarında M1 kili kalınlığı az olmakla birlikte batı tarafında oldukça fazladır. Bu nedenle, genel itibarıyla hazırlık galerilerinin tavan taşında sürülmesi, madencilik geleneklerine göre tercih edilen bir yöntem olmamakla birlikte, Eynez sahasında bir zorunluluktur.

Tavan göçertmeli uzunayak yöntemi kullanılan mekanizasyon seviyesine göre; klasik, yarı mekanize ve tam mekanize olmak üzere üç farklı şekilde uygulanmaktadır. Şekil 6 genel olarak uygulanan üretim yöntemini göstermektedir.



Şekil 6. Eynez sahasında uygulanan Tavan Göçertmeli Uzun Ayak Yönteminin kesit görüntüsü (Anon, 2014'ten değiştirilerek).

Damarın tavan tabakasında güçlü marn bulunmaktayken, tabanda mekanik davranışı sudan oldukça etkilenen zayıf kil bulunmaktadır (Ünver vd., 2015).

Kendiliğinden yanmayı önlemek amacıyla termik santral külü ve su karışımından oluşan hidrolik dolgu uygulaması yaygın olarak kullanılmaktadır.

3.3. Eynez Sahasında Üretim ve Güvenliğe Etki Eden Etmenler

Soma Eynez sahasında uzun yıllardır kömür üretimi yapılmaktadır. Bu amaçla hem yer altı hem de yerüstü üretim yöntemleri kullanılmaktadır. Uzun yıllardır çalışılan bir saha olması nedeniyle tavan taşının yapısı, kömürün özellikleri, taban kilinin karakteristiği genel anlamda bilinmektedir. Ancak, madencilik çalışmalarını önemli şekilde etkileyen bir çok ayrıntı ile ilgili teknik bilgi eksiktir. Eynez Karanlıkdere kazasının sebepleri ve mekanizması bu teknik detaylarla yakından ilişkilidir.

Kömür damarının kalın damar sınıfına girmesi üretim ile ilgili seçenekleri artırmakta ve üretim faaliyetlerini ince damar kömür üretimine kıyasla daha karmaşık hale getirmektedir. Bu nedenle, seçilecek olan üretim yönteminin verimli olmasına ek olarak riski en aza indirecek nitelikte olması zorunludur. Eynez sahası için yapılan ocak planlaması ve tasarımında bazı önemli noktalar dikkate alınmalıdır. Ocak planlaması ve buna bağlı olarak üretim yöntemi seçiminde dikkate alınması gereken temel parametreler aşağıda liste halinde sunulmaktadır (Ünver ve Hindistan 2017; Ünver vd., 2015; Tercan vd., 2013; Ünver vd., 2011; Ünver 1996; Ünver 1997; Ünver 1995a; Ünver 1995b; Ünver vd., 1991):

- Damar özellikleri; kalınlık, dayanım, göçebilirlik, göçertilerek alınan kömür kalınlığı ve akma özellikleri, geçirgenlik ve damar eğimi vb.
- Tavan taşının yapısı ve özellikleri; dayanım, göçebilirlik, göçme ve sıkışma sonrası karakteristiği, geçirgenlik vb.
- Kendiliğinden yanma riski, önlenmesi ve maden yangınlarıyla mücadele
- Taban kili özellikleri ve su bulunması durumundaki mekanik davranışlarının etkilenme düzeyi
- Kömürün ve yan kayaçların metan gazı içerikleri
- Üretim miktarı ve hızı
- Göçükte bırakılan kömür ve tıvönan kömürün seyrilmesi
- Hazırlık galerilerinin tasarlanması ve konumları
- Koruyucu topuk tasarımı

Bu bildiride temel anlamda tabaka hareketleri ve göçme davranışı konu edildiğinden, konu ile ilgili parametreler aşağıda kısaca açıklanmıştır.

3.3.1. Tavan Taşı Yapısı ve Göçme Davranışı

KM2 damarı tavanında M2 marnı ve üzerinde de M3 kireçtaşı bulunmaktadır. M2 marn ve M3 kireçtaşı kalınlıkları sırasıyla 80 m ve 100 m civarındadır. Hem M2 marnı hem de M3 kireçtaşı tabakaları kalın ve sağlam bir yapıdadır. Netice olarak, göçertmeli üretim yöntemi kullanılması sırasında M2 ve M3 tabakalarının masif ve sağlam olması ciddi göçme problemlerine sebep olmaktadır (Ünver 2014; Ünver vd. 2011; Ünver 2008; Ünver 1997; Ünver 1995a; Ünver 1995b). Benzer koşullarda çalışılan kömür madenlerinde tavan taşının göçme mekanizması, göçük alanında göçmeyen tavanın oluşturduğu boşluklar ve tasman karakteristiklerine ait örnekler literatürde iyi bir şekilde sunulmaktadır (Vakili and Hebblewhite 2010; Dongming vd. 2013; Ju and Xu 2015; Wang vd. 2015; Yu 2016).

Eynez sahasında üretim sonrası yüzeyde gözlenen tasman miktarı, dünyadaki diğer madenlerle kıyaslandığında önemli derecede düşük kalmaktadır. Karanlıkdere ocağıyla neredeyse aynı yapısal özelliklere sahip komşu İmbat ocağının D1 ve D2 panoları üzerinde zamana bağlı tasman ölçümleri yapılmıştır. D1 ve D2 panolarında üretilen damar kalınlığı sırasıyla 29 ve 32 metredir. Sahada üretimin tamamlanması sonrasında yapılan ölçümde en yüksek tasman miktarı 4,6 m olarak ölçülmüştür. Üretimin bitiminden 750 gün sonra yapılan ölçümlerde ise en büyük tasman miktarı 7,25 m olarak ölçülmüştür (Aksoy vd, 2016). Buna bağlı olarak, üretim sonrası ve üretimden 750 gün sonraki oluşan tasman faktörü 0,15 ve 0,23 olarak

hesaplanabilir. Tasman faktörünün farklı ülkelerdeki kömür sahalarında yapılan ölçümlerde 0,6-0,9 arasında değişmekte olduğu belirtilmektedir (Whittaker and Reddish,1989). Eynez sahasında tasman oranının çok düşük olması, tavan taşının düzenli olarak göçmediğini ve üretilen kısımların üzerinde daima boşlukların bulunduğunu göstermektedir. Ayrıca, bu verilerden tasmanın zamana bağlı olarak, üretim tamamlandıktan sonra da, çok daha uzun bir süre boyunca devam etmekte olduğu anlaşılmaktadır.

3.3.2. Metan İçeriğinin Etkisi

Sondaj çalışmaları sırasında bölgenin derin kısımlarında kömür damarının içinde ve etrafında metan varlığı saptanmıştır. İşletilen ocağın derin bölgelerindeki bazı panolarda önemli miktarda metan emisyonu gözlenmiştir (Ünver and Hindistan, 2010).

3. 4. Eynez-Karanlıkdere Ocağının Yapısı ve Yangının Gelişimi

Yangının başlaması ile ilgili mekanizmayı, dolayısıyla facianın temel nedenlerini daha iyi

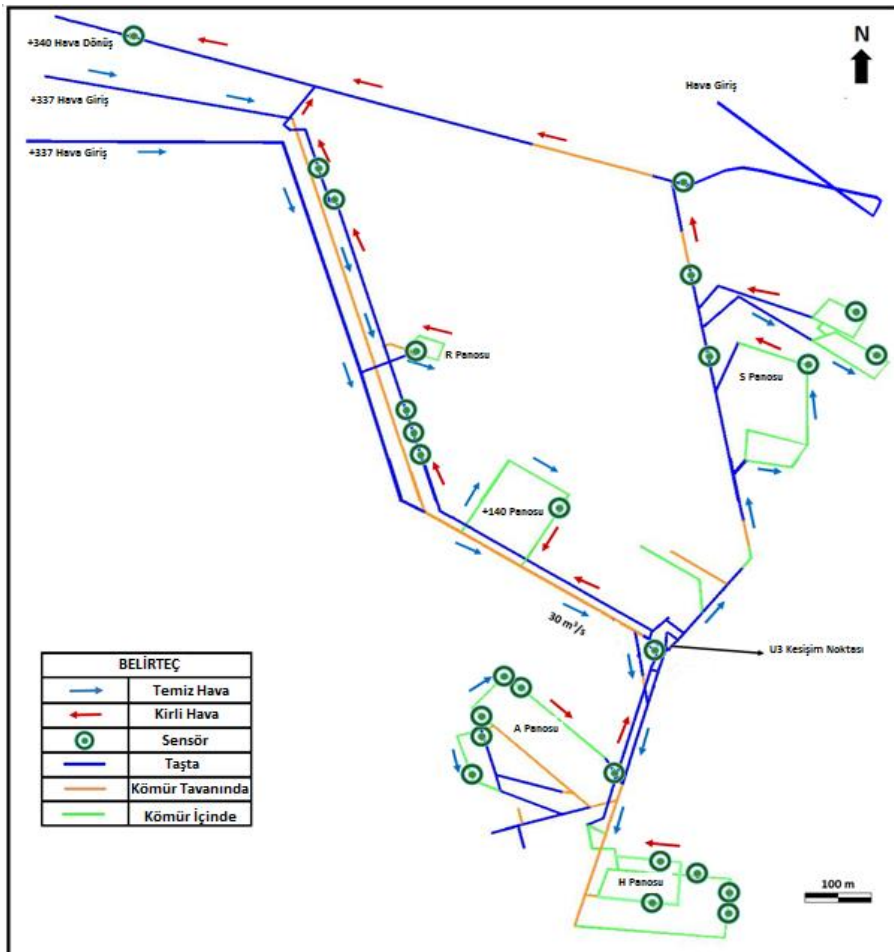
anlayabilmek için bu bölümde Karanlıkdere ocağının planı, yöntem ve koşulları kısaca açıklanmaktadır.

3.4.1. Ocak Planı ve Özellikleri

Ocak Planı: Karanlıkdere ocağı yüzeye 4 giriş ile bağlantılıdır. Bunlardan üçü madenin KB bölümünde yan yana olarak bulunmaktadır. Dördüncü bağlantı 37° eğime sahip eski bir nefeslik olup 23 senedir kullanılmaktadır.

Üretim Panoları: Maden planı üzerinde çalışılırken göreceli olarak küçük bir alanda çok sayıda madencilik faaliyetinin yapıldığı görülmektedir. Facia anında ocakta toplam 9 farklı ayakta üretim yapılmakta olduğu görülmektedir. Facia mekanizmasında kritik öneme sahip B, C, D ve M Panoları gibi üretimi tamamlanarak barajlanmış olan panolar da Şekil 7’de gösterilmektedir.

Tavan ayağın üretilmesi sırasında A panosunda yüksek metan geliri olması nedeniyle üretime ara verilmiş ve Şekil 8’de görülmekte olan yüzey drenaj deliği açılarak pano göçüğünden metan drenajı gerçekleştirilmiştir



Şekil 7. Üretim panoları, sensör konumları ve havalandırma planı (Anon, 2014’ten değiştirilerek).

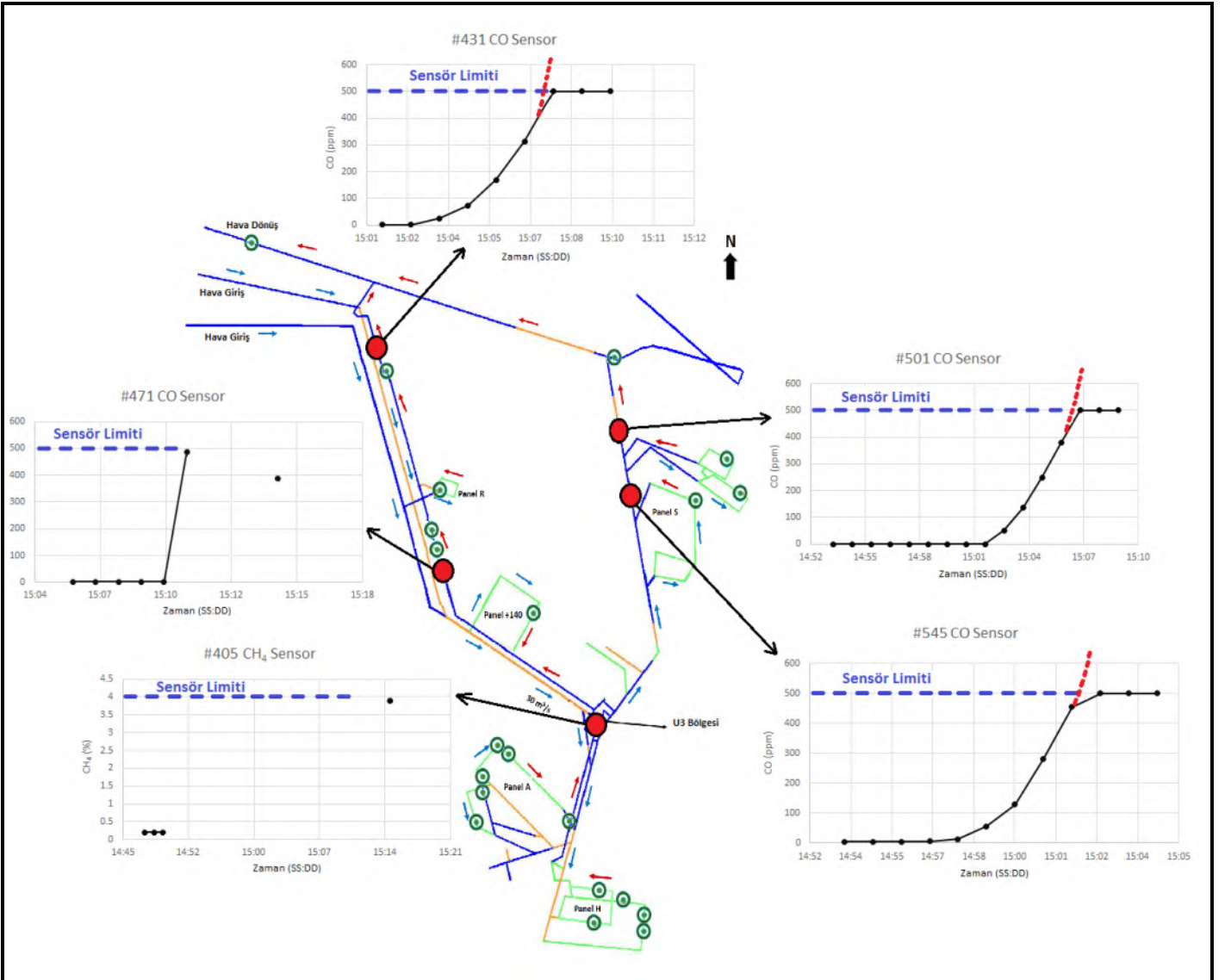


Şekil 8. A Panosu üzerindeki metan drenaj sondajı ve tesisi.

Ocakta yangın aniden başlamıştır. Yangın başlama anına kadar ocakta olağan dışı hiçbir farklılık gözlenmemiştir. Şekil 9'da sensör okumalarındaki artışların dakikalar içerisinde gerçekleşmiş olduğu görülmektedir.

3.5. Kan Örneklerinin Toksikolojik Analiz Sonuçları

Faciada hayatını kaybeden 279 kurbandan kan örneği alınmış ve analiz edilmiştir. Bu analizlere göre, 279 işçinin kanlarında bulunan karboksihemoglobin (COHb) değerleri %44,3 ile %99,6 arasında değişmektedir (Anon 2014). Kurbanların hayatını kaybettikten sonra kanlarındaki CO miktarının değişmeyeceği gerçeği, yangın sonrasında ocak atmosferindeki CO konsantrasyonunun 10-15 dakika içerisinde 10.000 ppm'in üzerinde bir değere yükselmiş olduğuna işaret etmektedir (Aktaş 2014; Anon 2014).



Şekil 9. Bazı sensörlere ait konum ve yangın başlangıç anındaki ölçüm değerleri.

3.6. Yangın Başlangıç Yerinde Yapılan İncelemeler

Bildirinin yazarı, uzmanlar ve TBMM Araştırma Komisyonu üyesi milletvekilleri, yangının başladığı yeri resmi olarak ilk defa görmek üzere 30 Ekim 2014 tarihinde Karanlıkdere ocağına girmiştir. Tavanda bulunan ahşap kamaların yanmış olduğu, ancak yan duvarlardaki, özellikle tabana yakın kısımlardaki kamaların, yanmamış olduğu tespit edilmiştir. Bu bulgu, yangının galerinin bütün kesitinde değil sadece tavanda bir alev şeklinde ilerlediğini kanıtlamaktadır.

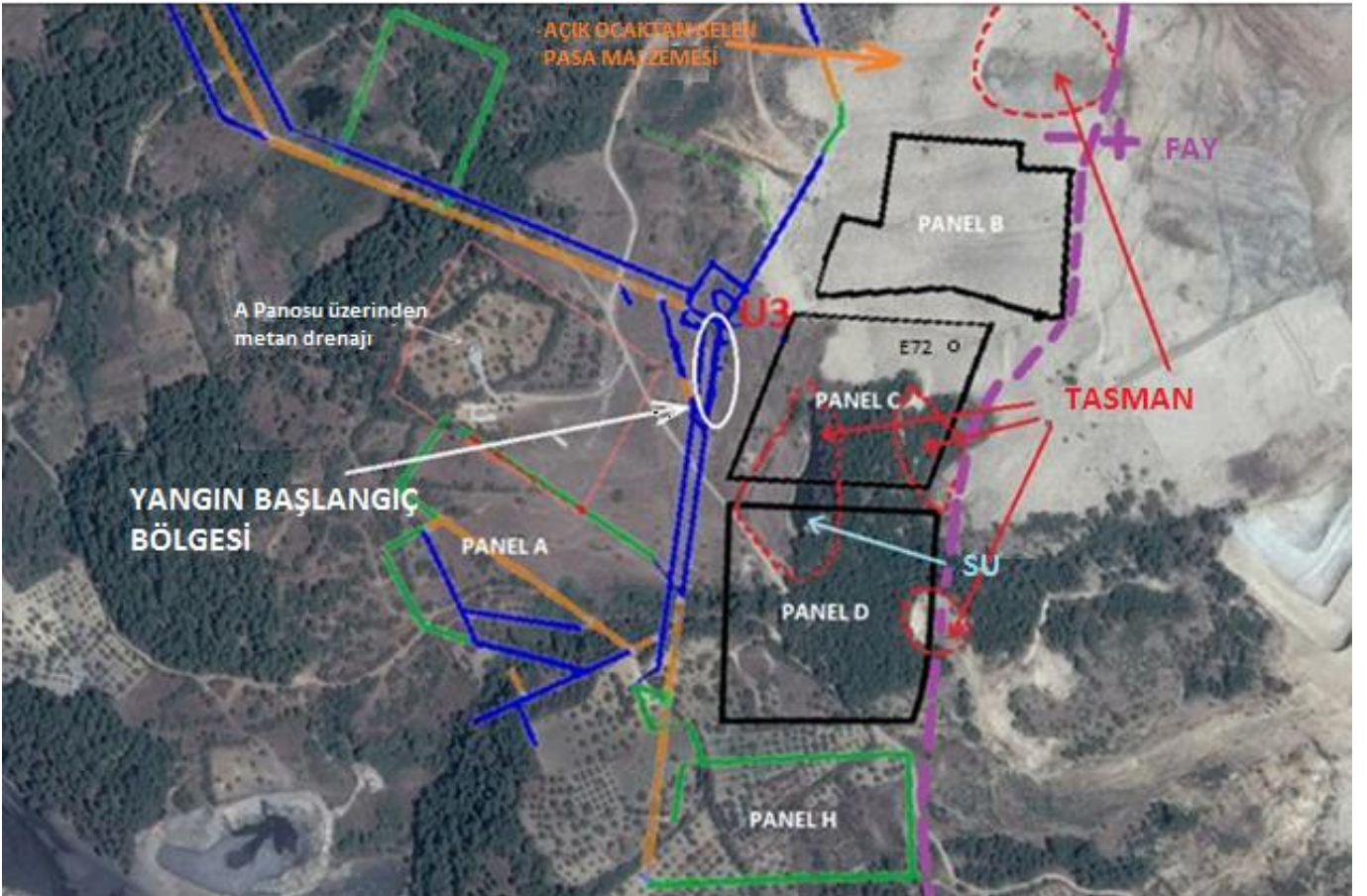
4 FACİAYA NEDEN OLAN TABAKA HAREKETLERİ KAYNAKLI MEKANİZMA

Şekil 10'da yangının ana sebebini ve mekanizmasını anlamak açısından büyük önem taşıyan maden planının uydu görüntüsü sunulmaktadır. Tanıkların ifadeleri ve sensör okumalarından alınan değerler göz önünde bulundurulduğunda maden bölgesinde yangının başladığı ana dek bütün koşulların olağan durumda olduğu anlaşılmaktadır. Yangının başladığı noktanın konumuna dair bir şüphe yoktur. Dumanla karşılaşılma durumu aniden gerçekleşmiştir.

Başlangıçta beyaz-sarı renkte olan duman daha sonra koyu siyaha dönüşmüştür. Yangın tamamen kaya içerisinde açılmış bir yolda başlamıştır. Bu yüzden yangın sebebinin klasik kendiliğinden yanma olması mümkün değildir.

4.1. Yangının Başladığı Yer Civarındaki Üretim Faaliyetleri

Şekil 10'da gösterilen yangının başlangıç bölgesi üretim panolarıyla çevrili durumdadır. A panosu batıda bulunmakta olup bu panoda tavan dilimi 2010 yılında üretilmiştir. Üretim sırasında yüksek metan geliri yüzünden üretime devam edilememiş, sonrasında metan drenajı amacıyla yerüstünden bir sondaj açılmıştır (Şekil 8). Faciadan birkaç gün önce A panosunda yeni bir mekanize ayak çalıştırılmaya başlanmıştır. M, B, C, D ve H panolarında fay zoneu yakınındaki kömür kara tumba yöntemi kullanılarak diğer kısımlar ise dilimli tavan göçertmeli uzunayak yöntemiyle üretilmiştir. B, C ve D panolarındaki üretimler sırasıyla 2010 yılı Mart, 2010 yılı Haziran ve 2011 yılı Mayıs aylarında başlamıştır. Üç dilim şeklinde üretim yapılarak çalışmalar tamamlandıktan sonra panolar sırasıyla 2012 yılı Mart, 2013 yılı



Şekil 10. Uydu görüntüsü üzerinde ocak planının ayrıntıları

Eylül ve 2013 yılı Ocak aylarında kapatılmıştır. Üretim bitirildikten sonra panoların hidrolik uçucu/taban külleriyle doldurulduğu söylenmiştir.

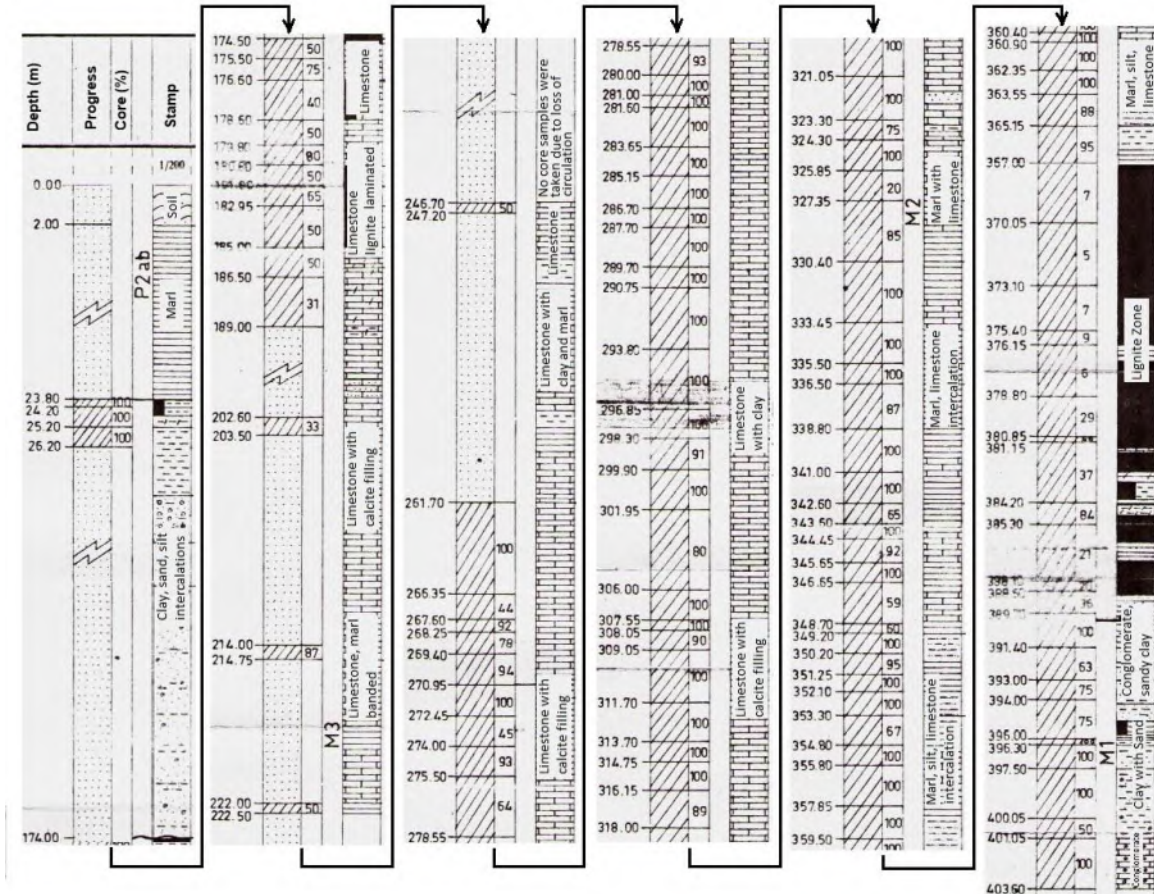
Tanık ifadelerinden, C ve D panolarının üretimleri sırasında diğer panolara oranla daha yüksek seviyelerde metan gelirin gözlenmiş olduğu ve yüksek metan konsantrasyonu yüzünden üretimin çok defa durdurulmak zorunda kalındığı tespit edilmiştir. Madende çalışan mühendisler, metan sorununa ek olarak A, C ve D panolarının tavanlarının madendeki diğer panoların tavanlarına göre daha sağlam olduğunu ve ayak arkasında göçmeyen yerler bulunduğunu ve bu kısımlarda zaman zaman ani göçmelerin gözlemlendiğini ifade etmişlerdir.

4.2. Yangın Başlaması ile Tavanın Göçme Mekanizması Arasındaki İlişki

Daha önceden de belirtildiği üzere, kömür damarı üzerinde kalın ve sağlam marn (M2) ve kireçtaşı (M3) tabakaları bulunmaktadır. Eynez sahasında yapılan üretime bağlı olarak yerüstünde gözlenen tasmanın mekanizması dünyada yer altı kömür madenlerinde görülen tasman oluşumlarından

oldukça farklıdır. Yaklaşık 180 m toplam kalınlığa ulaşan masif ve sağlam marn ve kireçtaşı tabakaları yüzünden göçme süreci devamlı ve homojen bir şekilde gerçekleşmemektedir. Şekil 11’de C panosu üzerinde açılmış bir arama sondajının logu sunulmuştur. Bu sondaj kuyusunda M2 ve M3 formasyonlarının sağlam olduğunu gösterir şekilde birçok seviyede karot verimlerinin %100 olduğu görülmektedir. Maalesef bu konuda başka bilimsel bir bilgi bulunmamaktadır.

Karanlıkdere ocağı üzerinde üretim sırasında sistematik bir tasman ölçümü gerçekleştirilmemiştir. Sadece aşırı tasmanlar ve obruk oluşumları planlara işlenmiştir. Bu oluşumlar Şekil 10’da gösterilen Google Earth uydu görüntülerinde bile gözlenebilmektedir. Yerüstünde M panosu fay sınırı üzerinde büyük bir obruk varlığı görülmektedir (Şekil 12). Bu bölge doldurulmuş ve düzeltilmiş olsa da tasman etkisi açıkça tespit edilebilmektedir. B panosu üzerinde de benzer bir obruk oluşumu var olmalıdır. B panosu fay sınırı üzerindeki tasmana dair izler Google Earth uydu görüntülerinden görülebilse de, açık ocak pasasından akan malzeme bu kısmın açıkça tespit edilebilmesini engellemektedir.



Şekil 11. C Panosu üzerinde açılmış E72 nolu yüzey arama sondajına ait log.



Şekil 12. M Panosu üzerinde bulunan tasman çukuru.

C ve D panoları üzerinde görülen tasman ve tasman çukurlarının oluşma mekanizmalarını kavramak, üretim sırasında bu panolar üzerindeki tabakaların göçme mekanizmalarını anlayabilmek açısından çok önemlidir. Her iki panonun da fayla temas ettiği bölgelerde Şekil 12 ve Şekil 13’de görülebilen derin tasman çukurları oluşmuştur.

Maden planları, mühendisler ve diğer çalışanlarla yapılan görüşmeler, fayın sürüklenme etkisi yüzünden fay zonu yakınındaki kömür damarının yukarı doğru atıldığını göstermektedir. Şekil 14’de kömür damarı yapısı ve panoların konumları şematik olarak gösterilmektedir. C ve D panolarında tavan dilimi üretim çalışmaları sırasında tavan ve taban yolları kömür atımı boyunca neredeyse yatay olarak açılmıştır. Fay zonuna yakın kısımlarda kömür damarı fay zonuna doğru bükülerek yükseldiği için normalde tavanda olması gereken ayak neredeyse damar tabanına denk gelmiştir. Dolayısıyla bu kısımda oluşturulan ayaktan ve kara tumba galerilerinden çok uzun bir süre boyunca tüm damar stampı göçertilerek üretilmiştir. Normalde sağlam olan marn ve kireçtaşı fay zonunda ezilerek zayıflamış olduğu için kömürün göçertilerek alınmasında bir sıkıntı ile karşılaşılmamıştır. Bu durum tanık ifadelerinde açıkça dile getirilmiş olup ocak planında da görülebilmektedir (Anon 2014). Fakat tüm kömür damarını almak M2 marn ve M3 kireçtaşı tabakaları için dengesiz bir kiriş oluşturmuş olmalıdır. Kalınlığı 25 m den fazla olan tüm tavan kömürünün çekildiği fay zonu boyunca M2 ve M3 tabakalarının desteği kaybolmuş ve fay zonunda desteğini kaybetmiş bir kiriş koşulu oluşmuştur. Tüm kömür stampının fay düzlemine paralel doğrultuda göçertilerek üretilmesi sonrasında M, C ve D panoları üzerinde, fay hattı boyunca oldukça büyük obruklar oluşmuştur. D panosu üzerinde meydana gelen obruk, 1250 adet 30 tonluk kamyonla taşınan kayayla doldurulmuş olduğunun söylenmesine rağmen hala çok derin bir haldedir. B panosu üzerindeki obruk akan açık ocak paşasının

altında kalmıştır. Böylece tavandaki sağlam M2 marn ve M3 kireçtaşı tabakaları, batı tarafında mesnetli ancak doğu tarafında fay düzlemine paralel mesnetini kaybetmiş bir kirişe dönüşmüştür. Tek tarafından mesnetli tavan tabakaları kirişi, mesnetsiz tarafa doğru sarkmış ve çekme gerilmesinin en yüksek olduğu kısım olan yaklaşık ortasında bir gerilme çatlağı oluşmuştur. Bu gerilme çatlağı C ve D panolarında gerçekleştirilen ikinci ve üçüncü dilim üretimi sırasında ve sonrasında tavan hareketlerini yöneten en önemli etken olmuştur. Bu kırık hattı boyunca kama şeklinde bir tasman oluşumu gerçekleşmiştir. Yerüstünde su dolu kama şeklindeki tasman tam da bu hatta denk gelmektedir (Şekil 13 ve Şekil 14). Üretim sırasında kama şeklinde tasman meydana gelmiş, üretim üst dilimlerden alt dilimlere doğru devam ettikçe bu kama daha da derinleşmiştir. Bu durum şematik olarak Şekil 14’deki çizimde gösterilmiştir.

Kama şeklinde oluşan tasman içerisinde biriken su göçükte biriken metan gazının olası kaçış yollarını doldurup tıkamış olmalıdır. Fay düzlemi boyunca görülen obruk ve tasmanlar ve derinliği 8-10 m civarında olan su dolu yarma dışında yerüstünde tasmana dair başka bir gösterge tespit edilememiştir. 25 m kalınlığında bir kömür damarının üretildiği düşünüldüğünde, bu üretimin yerüstündeki göstergeleri yukarıda belirtilen özellikler dışında görülebilir durumda değildir.

M3 kireçtaşı tabakasının doğal olarak erime boşluklarına sahip olduğu bilinmektedir. Eynez sahasında özellikle kireçtaşı tabakasında arama sondajları yapılırken sıklıkla sirkülasyon sorunuyla karşılaşmaktadır. Böyle bir zon varlığı Şekil 12’de sunulan yerüstünden yapılan arama sondaj logunda da görülmektedir.

25 m kalınlığında bir kömür damarı üretilmesine rağmen en yüksek tasman miktarının 8-10 m’den fazla olmadığı bildirilmiştir. Toplam üretilen damar kalınlığı ve gözlenen tasman miktarları karşılaştırıldığında, eski imalatlar üzerinde boşlukların bulunduğu kesin olarak anlaşılmaktadır. Sağlam tabakaların düzenli göçmemeleri sonucunda boşluk oluşumuna ek olarak, göçmüş kısımların üzerine düzenli bir ana tavan yükü gelmediğinden, bu kısım da yeterince sıkışmamış ve boşluk oranı yüksek olarak kalmıştır. Böylece eski imalat göçüğü, içine hafif metan gazının dolabileceği büyük bir hacme sahip olabilmıştır.

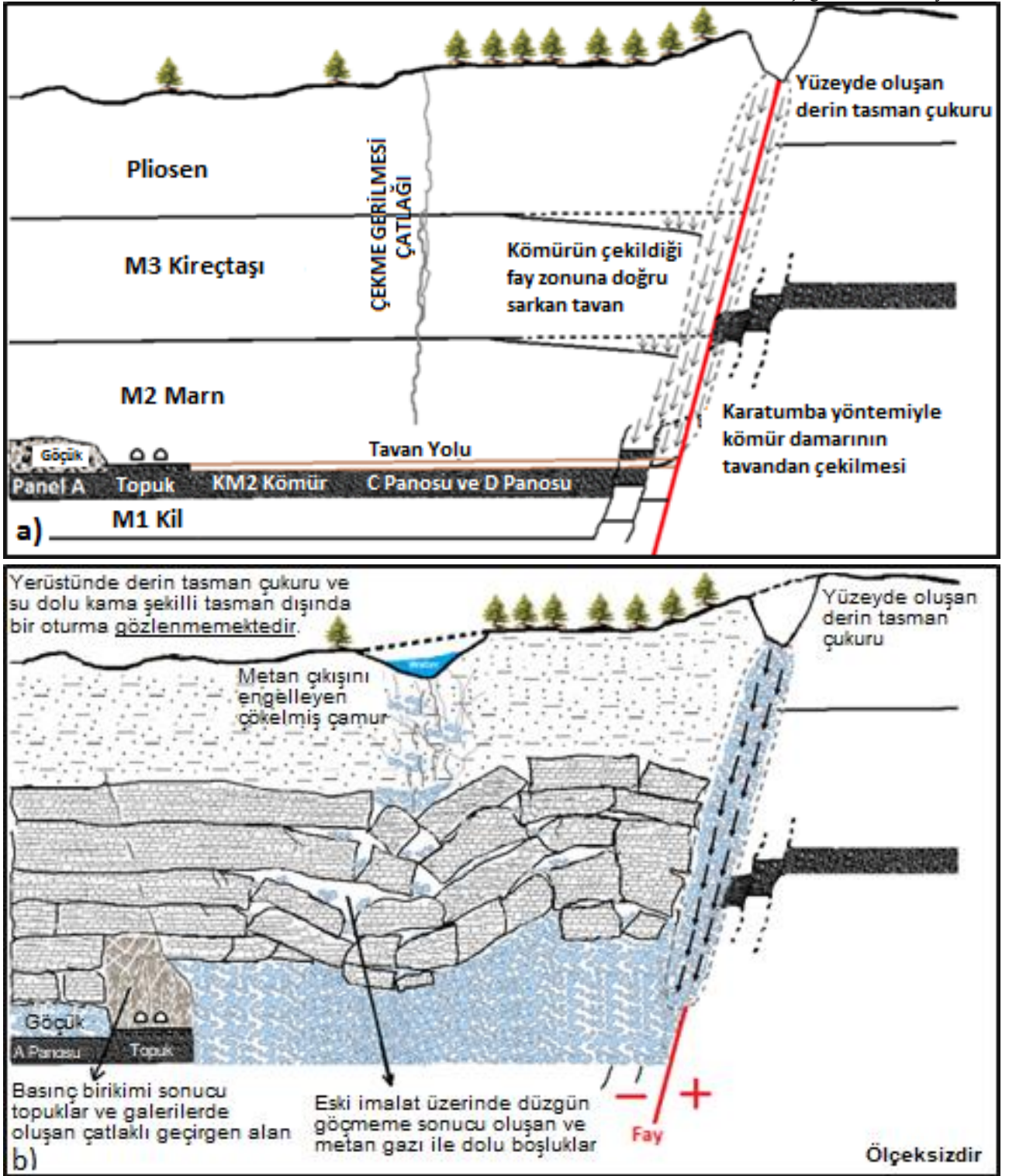
Sağlam bir tabakanın kırılarak göçmesi mutlaka dinamik ve ani bir şekilde gerçekleşir. Sağlam kaya kuru bir dal gibi fazlaca deformasyona uğramadan aniden kırılırken, zayıf bir kaya yaş bir dal gibi büküldükten sonra yavaşça kırılır. Zayıf tavan koşullarında göçme hemen gelişecek ve yerüstünde

tasman kısa bir zaman diliminde tamamlanacaktır. Aksine sağlam ve kolay göçmeyen bir tavan taşı olması durumunda tasman aralıklı olarak meydana gelecek ve üretim tamamlandıktan uzun yıllar sonra bile sürebilecektir. Dikkate değer büyüklükte bir göçme aniden gerçekleştiğinde, basit fizik kuralının da açıklayabileceği gibi, hacim azalacak ve gaz basıncı artacaktır. Eski imalat göçüğündeki

boşluklarda ve yeterince sıkışmamış göçük kayası içerisindeki basıncı artmış olarak bulunan gaz, yerüstündeki çökelen çamur ile tıkanan tasman çatlaklarından deşarj olamayacaktır. Bu durumda göçükteki sıkışmış gaz bölgedeki en zayıf zon olan ocak içerisine doğru sızacaktır. Maden içerisine sızan gazın basıncı patlayan bir lastikten sızan hava örneğinde olduğu gibi zamanla azalacaktır.



Şekil 13. a) D Panosu üzerindeki fay dokanağında bulunan derin tasman çukuru ve b) C ve D Panoları üzerindeki su dolu kama şekilli tasman oluşumu.



Şekil 14. İmalat sonrasında tavan tabakası hareketleri ve boşluk oluşum mekanizması. a) Fay zonunda tüm kömür damarının göçertilerek üretilmesi sonucu yüzeyde derin tasman çukuru ve çekme gerilmesi çatlağının oluşumu. b) Üretim tamamlandıktan sonra tavanda aralıklı olarak göçen içi CH_4 dolu boşluklar.

Maalesef, maden içerisindeki gaz sızıntısı esnasında herhangi bir kıvılcım kaynağı kolay bir şekilde bir yangın çıkmasına sebep olabilecektir. Karanlıkdere madeninde böylesi bir durumun sonuçları görülmüştür.

Göçük içerisindeki boşlukların üst kısımları, hafif olması nedeniyle mutlaka metan ile dolu olmalıdır. Daha alt kotlarda topuklardan sızan hava nedeniyle topuk kenarlarında ezilmiş olarak bulunan kömürün oksitlenmesi sonucunda oluşmuş karbonmonoksit ve karbondioksit gazları da bulunabilir.

Eylül 2016'da mahkemeye sunulan ikinci bilirkişi raporunda ocak yangınının sebebi, ocağa aniden dolan yanıcı gazın (büyük ölçüde metan) hasarlı kabloların sebep olduğu kısa devre nedeniyle tutuşması olarak açıklanmış ancak gazın nasıl geldiği konusuna değinilmemiştir. Bu bildiride sadece gazın hangi mekanizma sonucunda geldiği açıklanmaktadır.

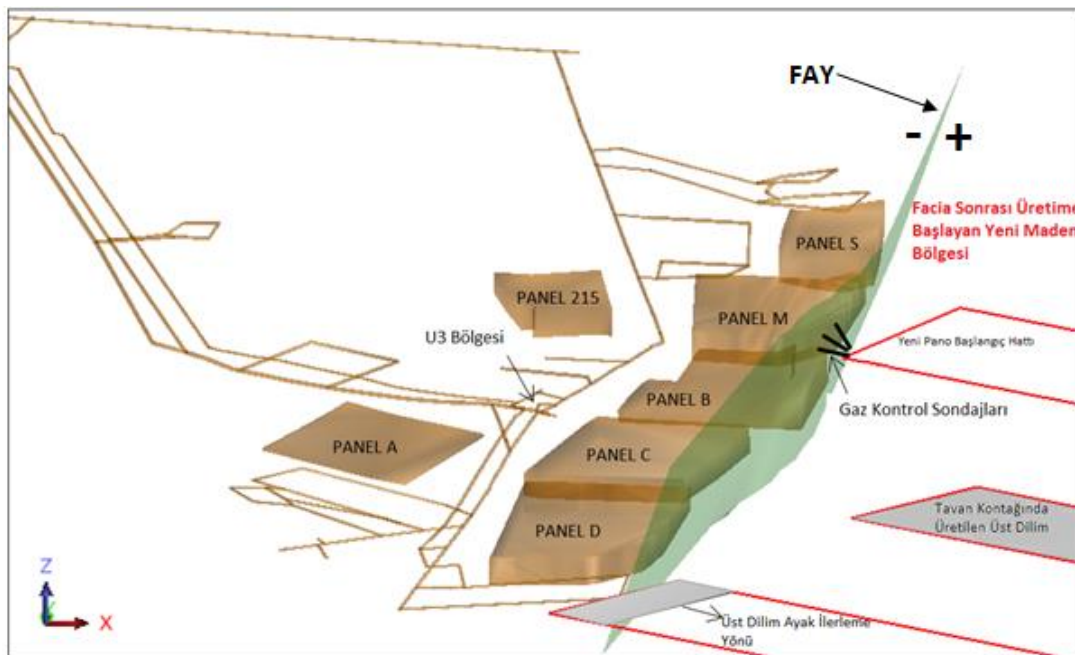
Sonuç olarak, Karanlıkdere ocağındaki yangın, temel olarak çoğunlukla metan içeren orta düzeyde basınçlı gazın, üretimi tamamlanmış C ve D panoları üzerindeki tavan tabakasının ani göçmesine bağlı olarak maden içerisine sızması ve alev alması kaynaklıdır. Ocak içerisine gelen gazın ne şekilde alev aldığı bu bildirinin konusu değildir. Basınçlı gaz tüm U3 bölgesine gelmiş olmalıdır. Bu mekanizmayı kanıtlayan noktalar aşağıda listelenmiştir;

- Yangının başlangıç noktasında kömür olmaması,
- Yangın başlamadan dakikalar öncesine kadar ortamda hiçbir farklılık hissedilmemesi,
- CO konsantrasyonunun dakikalar içerisinde çok yüksek değerlere çıkması,
- Fay zonunda tavan tabakasının zayıf göçme karakteristikleri. Yerüstünde görülen tasmanın açık bir şekilde C ve D panoları üzerindeki tabaka ayrılmasının sebep olduğu boşlukları işaret ediyor olması,
- Yerüstünde C ve D panoları boyunca önemli ölçüde su birikintisi olması nedeniyle göçükte biriken metan gazının yerüstüne çıkabileceği çatlakların çamurla tıkanmış olması,
- C ve D panolarının üretimleri esnasında gözlenen görece yüksek metan geliri,

- Dumanın havanın geldiği yöne doğru geri teperek 2 nolu noktaya kadar gelmesi yangın gücünün oldukça yüksek olduğunu göstermektedir. Bu ancak kısa sürede yüksek bir miktarda gaz yakılarak sağlanabilir,
- Orta seviye basınçlı gaz karışımı gelirini gösteren, yangının başladığı yerde tavandan ve duvarlardan önemli ölçüde boşalmaların meydana gelmesi,
- Yangın söndürme çalışmaları sırasında eski bir baraj önünde meşale gibi alev olması; bu tavandaki çatlaklardan gelen metan gelirinin bir göstergesidir,
- Hava dönüş yolunda yangın başlangıcından 25 dakika sonra %3.9 metan ölçülmesi,
- Yangın başlangıç anının hemen öncesinde tavanda artan gaz basıncını işaret eden tavandaki çatlaklardan duman geldiğini bildiren tanık ifadeleri,
- Galeri tavanında bulunan kamaların yanmış olmasına rağmen galeri yanlarında bulunan kamaların sağlam olduğunun tespit edilmesi. Bunun nedeni, hafif olan metan gazının yanması sırasında oluşan alevin galeri tavanını yalayarak ilerlemiş olmasıdır.

5 BİTİŞİK BİR OCAKTAKİ GÖZLEMLER

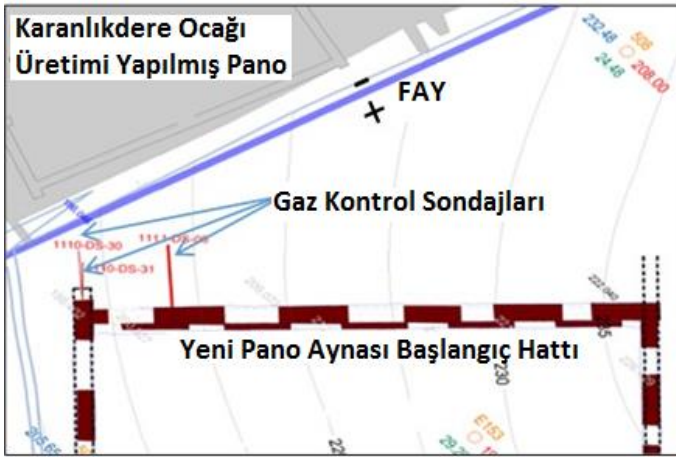
Bitişik madendeki üretim Şubat 2015'te başlamıştır. Şekil 15'de görülen ortada bulunan panonun üst dilim üretimi tamamlanmıştır. Karanlıkdere ocağına en yakın olan panoların hazırlık çalışmaları sırasında ihtiyaten Şekil 16'da görülen gaz kontrol sondajları açılmıştır.



Şekil 15. Karanlıkdere Ocağı ve bitişigindeki yeni madendeki panoların konumu

Çizelge 1. Kontrol sondajlarından elde edilen gaz ölçüm sonuçları.

Sondaj No: 06 N311.5, yatay					Sondaj No: 30 N311.5,3 Yukarı yönlü					Sondaj No: 31 N311.5,25 Yukarı yönlü				
Uzunluk (m)	Formasyon	CH ₄	CO ₂	CO	Uzunluk (m)	Formasyon	CH ₄	CO ₂	CO	Uzunluk (m)	Formasyon	CH ₄	CO ₂	CO
4	Kömür	0	0	0	5	Kömür	0	0	0	4	Kömür	0	0	0
9	Kömür	0	0	0	11	Kömür	0	0	0	8	Kömür	0	0	0
14	Kömür	0	0	0	15	Kömür	**	**	0	12	Kömür	**	**	0
18	Kömür	0	0	0	20	Kömür	**	**	0	14	Taş	**	**	0
24	Kömür	**	**	0	** Algılama limitinin üzerindeki ölçümler (CH ₄ >5%; CO ₂ >5%)									
29	Kömür	**	**	0										
31	Kömür	**	**	0										
34	Kömür	**	**	0										



Şekil 16. Yeni ocaktan eski imalata doğru açılan gaz kontrol sondajlarının konumları.

Çizelge 1’de gösterildiği üzere, delme işleminin 24,15 ve 12. metrelerinden sonra CH₄ ve CO₂ konsantrasyonlarının cihazının ölçüm sınırlarının üzerinde olduğu bulunmuştur. Maalesef gaz konsantrasyonu tam olarak öğrenilememiştir. Bu durum Karanlıkdere ocağının eski imalat alanı göçüğü içerisinde gaz birikiminin olduğunu göstermektedir. Karanlıkdere ocağının göçük bölgelerinin, yeni bitişik ocaktaki orta panonun üretimi sırasında oluşan göçme ile bağlantılı olması muhtemeldir. Bu durumda CH₄ gazı hafif olduğundan, yeni oluşan tasman çatlaklarından yüzeye kaçmış olmalıdır. Bu bölgeye yerüstünden sondaj kuyusu açılarak göçükteki metan gazı boşaltılmıştır.

Karanlıkdere ocağında üretime tekrar başlanmadan önce ocağının özellikle D, H ve A panolarında metan drenajı yapılması önerilmektedir.

6 ÇAYIRHAN G SEKTÖRÜNDE YAŞANAN TABAKA HAREKETİ KAYNAKLI SORUNLAR

6.1 G Sektörü ve Sorun Hakkında Özet Bilgiler

Çayırhan bölgesinde kömür oluşumu Boyalı formasyonu içinde, iki damar ve bu iki damar arasındaki ara kesme şeklinde oluşmuştur. G sektöründe üst damar (Tavan) kalınlığı ortalama 1,6 m, ara kesme kalınlığı 0,5 m ve alt damar (Taban) kalınlığı 1,7 m civarındadır (Şekil 17). Ara kesme kalınlığının fazla olduğu sektörlerde (B, A ve F sektörleri) alt ve üst kömür damarları ayrı ayrı üretilmektedir. C ve G sektörlerinde ara kesme kalınlığının az olması nedeniyle üst damar, ara kesme ve alt damar birlikte, tek seferde kazılarak üretilmiştir. C sektöründe üretim yüksek randımanlarla devam ederek tamamlanmıştır. G sektörü de genel anlamda ara kesme kalınlığı dikkate alındığında C sektörüne benzerlik göstermekle birlikte, kömürü sınırlayan faylara yakın olması nedeniyle önemli ölçüde tektonizmaya uğramıştır. Bu bölgede kömür damarı eğimi değişkenlik göstermekte olup kıvrımlar ve bu kıvrımlanmalara bağlı olarak faylanmalar meydana gelmiştir. Bu yapı nedeniyle G sektöründe duraysızlık sorunları ile karşılaşmıştır. G sektörü Şekil 18 gösterildiği üzere bir senklinal içerisindedir. Senklinal eksen kenarlarında da bükülme meydana geldiği için G sektörü bir nevi çukur uzun tabak biçimindedir (Ünver vd. 2009).

Şekil 19’da G02/2 panosunda meydana gelmiş olan göçüklerin plan üzerinde konumları verilmektedir. C sahasında hemen hemen hiç sorunsuz çalışılmış olmasına rağmen G sahasında duraysızlık sorunlarıyla karşılaşmıştır. G sahasında sağlam ve esnek yapısı nedeniyle düzenli olarak göçmeyen Karadoruk kireçtaşı tabakasının daha

kalın olduğu görülmektedir. Ayrıca senklinal oluşumu sırasında her iki tarafından sağlanan sıkıştırma etkisiyle zaten sağlam ve kalın olan Karadoruk formasyonu göçmeye karşı daha da mukavim hale gelmiştir (Ünver vd. 2013).

Formasyon	Litoloji	S E K T Ö R		
		G	C	B
SARIAĞIL	Mam, Tüfitik Kilitaşı	98m	10-15m	
KARADORUK	Silisifiye Kireçtaşı	60m	42m	36m
HIRKA	Bitümlü Şeyl, Kilitaşı	117m	103m	118m
BOYALI	Tavan Kömürü	1.5-1.7m	1.4-1.9m	1.1-2.0m
	Ara Kesme	0.4-0.6m	0.35-1.5m	0.8-1.8m
	Taban Kömürü	1.6-1.8m	1.6-2.0m	1.4-2.45m

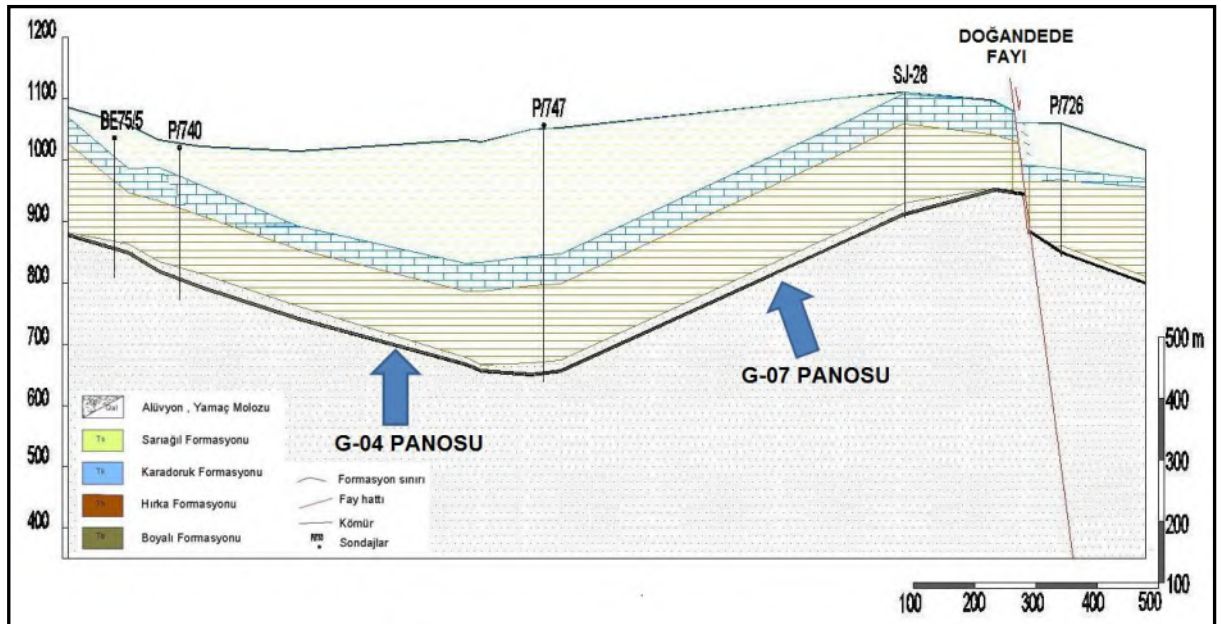
Şekil 17. B, C ve G sektörlerindeki litolojilerin ortalama kalınlıkları (Ünver vd. 2009)

Duraysızlığın temel nedeni, kömür damarının yaklaşık 120 m üzerinde bulunan sağlam ve sert kireçtaşı tabakasının düzenli olarak göçmemesidir. Düzenli göçmeme sonucunda kalın ve sağlam kireçtaşı tabakası sarkmakta ve altında bulunan bölgelere yüksek miktarda basınç transferi yapmaktadır. Şekil 20’de G02/2 panosu ayak içinde meydana gelmiş olan göçük ile ilgili ayrıntılar

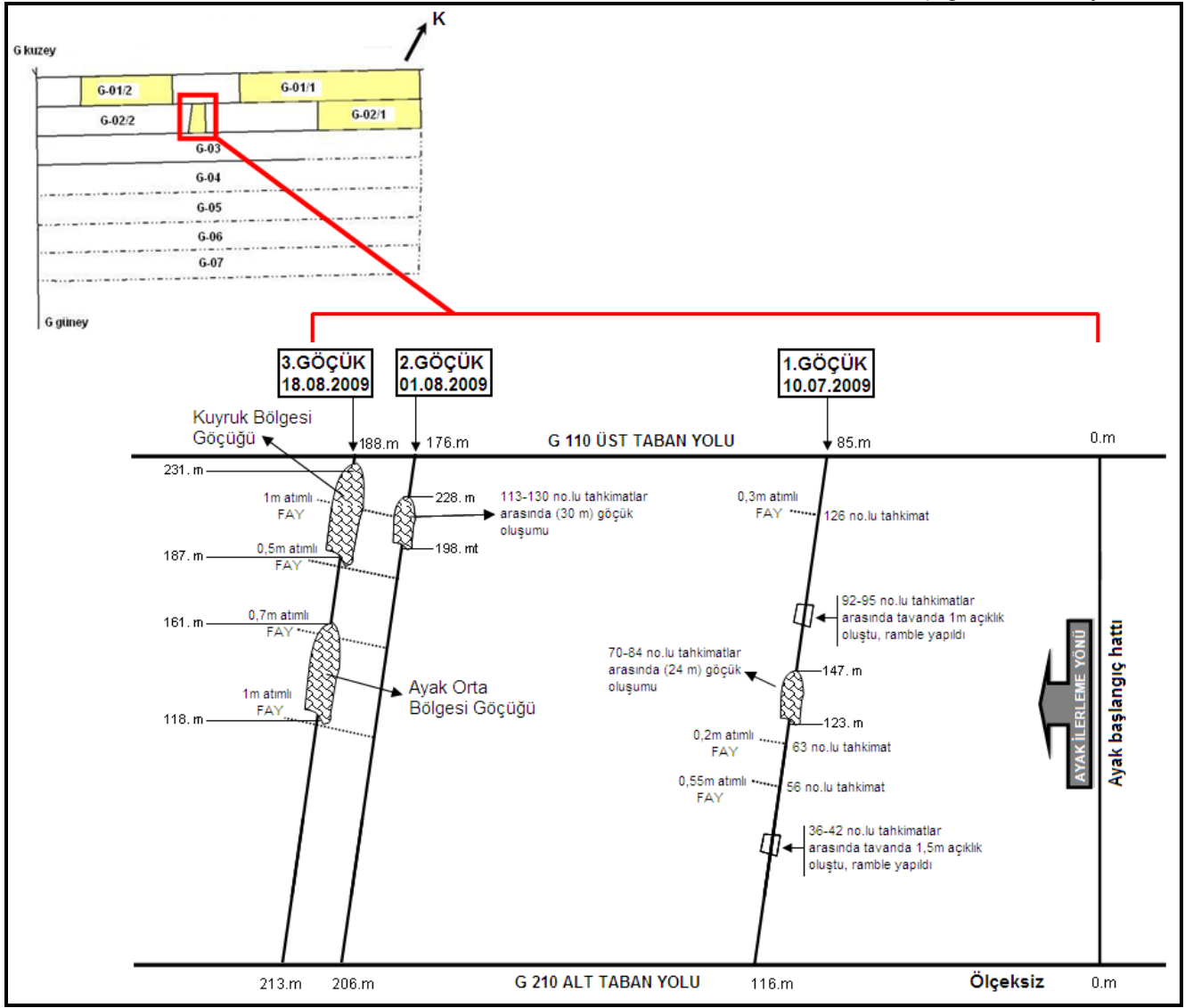
verilmiş olup göçükten bir görüntü ise Şekil 22’de verilmektedir (Ünver vd. 2012; Ünver vd. 2013).

6.2 Tabaka Hareketleri ve Göçme Davranışını Belirlemeye Yönelik Çalışmalar

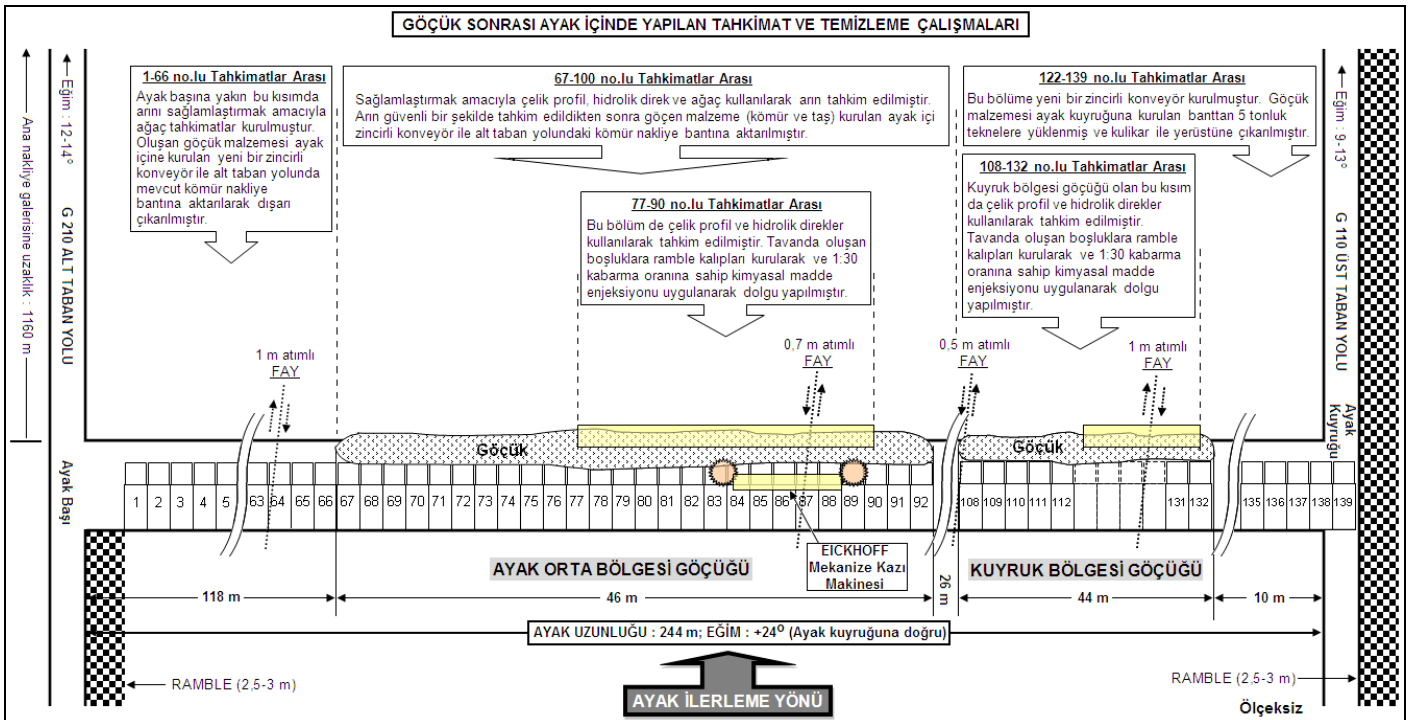
Üretime bağlı tabaka hareketlerinin belirlenmesi, yer altı yapısının ortaya koyulması, pano çevresine gelen basınçların ayak konumuna bağlı olarak izlenmesi ve çok ayrıntılı bir sayısal model yapılarak en duraylı koşulun nasıl elde edilebileceğinin belirlenmesi konusunda oldukça kapsamlı bir çalışma yapılmıştır (Ünver vd. 2013). Burada sadece ayak ilerlemesine bağlı olarak tavan hareketlerinin ölçülmesi ile ilgili özet bilgi sunulmaktadır. 4 adet ekstansometre kuyusu açılmış ancak 3 tanesinde ölçüm yapılabilmektedir. Şekil 22’de ekstansometre kuyularının ve ölçüm noktalarının konumları verilmektedir. Karadoruk ile Hırka formasyonları arasındaki düşey hareket farkı belirlenmek istenmiş ancak kuyu derinliğinin artmış olması ve kuyu içi göçükleri nedenleriyle Hırka formasyonuna ölçüm noktası sabitlememiştir. Ancak yine de ayak ilerlemesine bağlı olarak tabaka hareketlerinin nasıl geliştiği konusunda çok değerli bilgiler elde edilmiştir. Şekil 23’de ayak ilerlemesine bağlı olarak ölçüm noktalarındaki düşey değişim grafikleri, Şekil 24’de ise genelleştirilmiş tasman davranışı sunulmaktadır (Ünver vd. 2013).



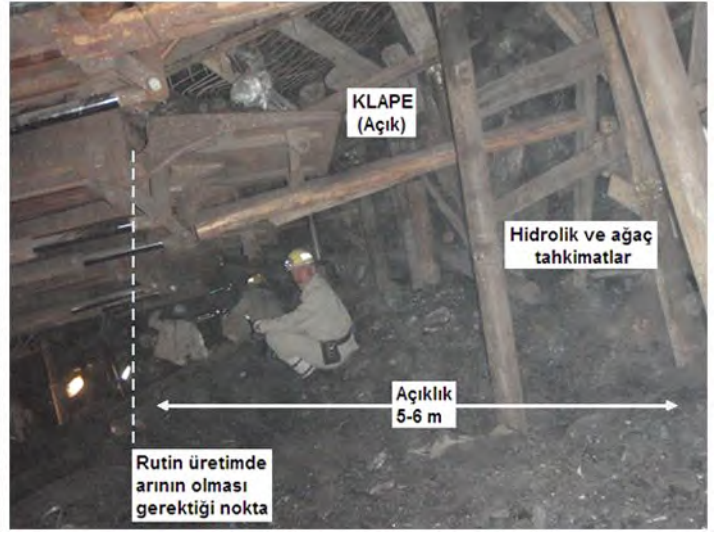
Şekil 18. G sektöründe gözlenen senklinal yapı ve tabakalar (Ünver vd. 2014)



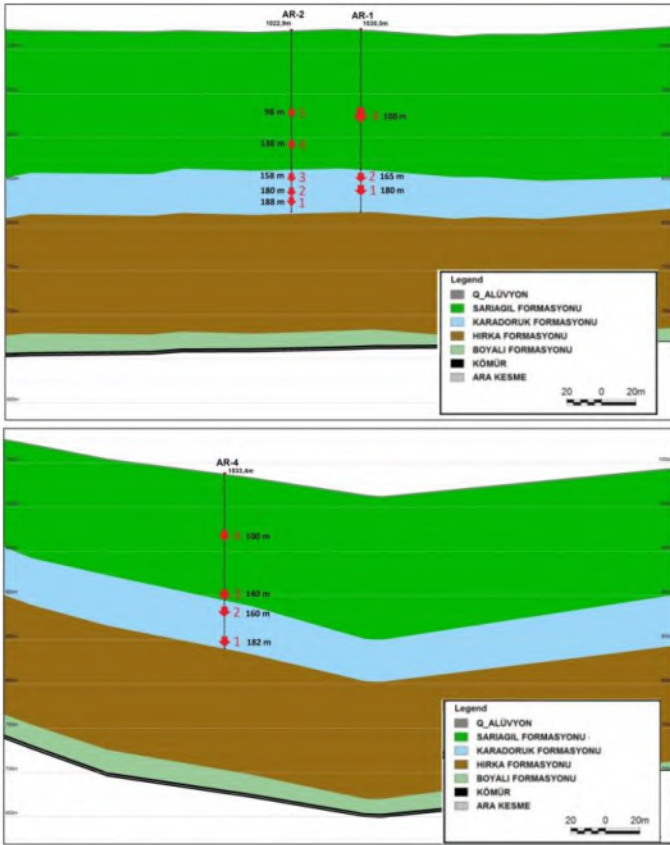
Şekil 19. G-02/2 panosunda meydana gelen göçüklerin konumları (Ünver vd. 2009)



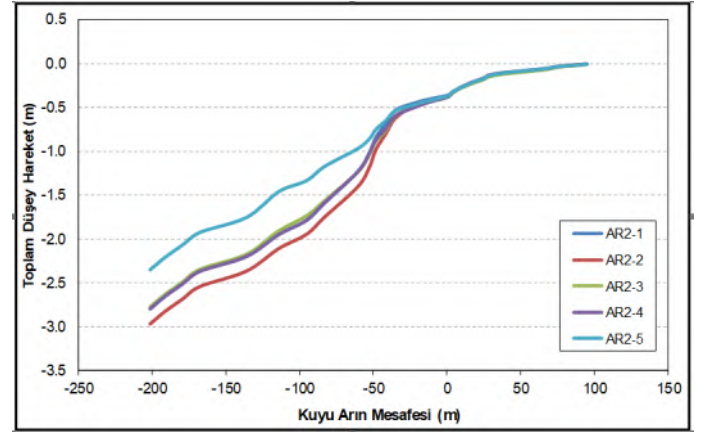
Şekil 20. G-02/2 panosunda 18.08.2009 tarihinde oluşan göçüğün durumu ve sonrasında yapılan çalışmalar (Ünver vd. 2009)



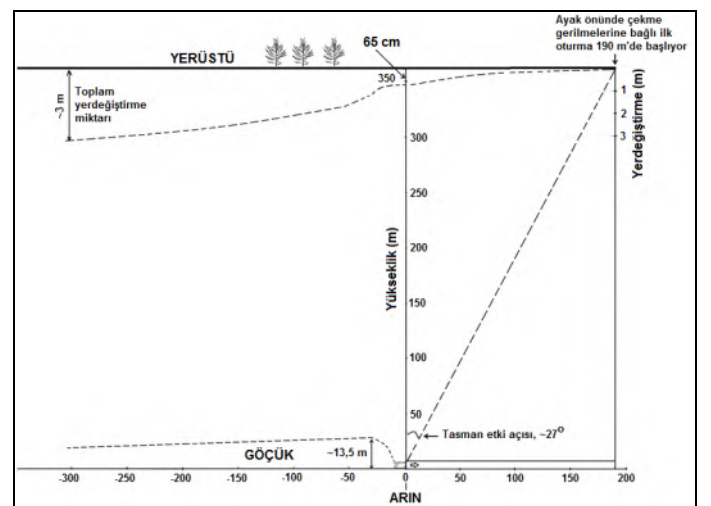
Şekil 21. G-02/2 panosunda oluşan göçükten bir görüntüler (Ünver vd. 2009).



Şekil 22. Ekstansometre ölçüm kuyuları ve ölçüm noktalarının kesit üzerinde gösterimi (Ünver vd 2013)



Şekil 23. AR-2 kuyusunda ölçülen toplam düşey hareketin arın mesafesine bağlı değişimi (Ünver vd. 2013).



Şekil 24. Tasman başlangıç noktası, etki açısı ve ayak ilerlemesine bağlı gelişimi (Ünver vd. 2013).

Şekil 24'de tabaka hareketlerinin ayağın 200 m önünde başlamakta olduğu açıkça görülmektedir. Gözlenen duraysızlık problemine, kömür damarının 120 m üzerinde bulunan Karadoruk formasyonunun ayağın yaklaşık 200 metre önünde yer alan pivot noktasından itibaren kırılmayarak sarkmasının yol açtığı belirlenmiştir.

Karadoruk formasyonunun sarkması dolayısıyla aynanın bulunduğu bölgeye, kaldırma etkisi nedeniyle normalin çok üzerinde basınç uygulandığı ve zaten senklinal oluşumu sırasında makaslama hareketleri sonucunda zayıflayan kömür ve tavanın yüksek basınç altında ezilerek duraysız hale geldiği tespit edilmiştir. Kaldırma etkisini ortadan kaldıran önlemler ayrıntılı bir 3B sayısal modelleme yapılarak analiz edilmiş ve en uygun çözüm belirlenmiştir. Yapılan uygulama sonucunda ayağa fazladan basınç gelmesi önlenmiştir (Ünver vd. 2013; Ünver vd. 2014).

7 SONUÇ

Bir uzunayak panosunun verim ve güvenliğine etki eden en önemli parametre tavan tabakalarının göçme mekanizmasıdır. Üretime ve ayak ilerlemesine bağlı olarak tavan, boşluk kalmayacak şekilde oturmalıdır. Bu sayede göçük içerisinde düzenli bir basınç dağılımı oluşacak ve ayak önüne doğru fazladan bir yükleme meydana gelmeyecektir. Ayak arkası göçmezse daima sorun vardır. Yalancı tavanın göçmediği durumlar kolaylıkla takip edilebilir. Göçüğe doğru sarkan yalancı tavan, ayak önünde kırılmaya neden olur ve ana bloktan ayrılan tabakalar her iki taraftan da mesnetsiz kiriş oluşturarak tüm yükün ayak tahkimatı üzerine gelmesine neden olur. Ayna kesmesi olarak adlandırılan bu oluşum, klasik ayaklardaki ayak içi göçüklerinin en önemli nedenidir. Bu durum üretim sırasında kolaylıkla izlenebilir. Yalancı tavanın göçerek oturduğu, ancak yalancı tavanın üzerindeki tabakaların oturmadığı durumlar, sorunun kaynağına ulaşma olanağı sınırlı olduğundan dolayı, daha ciddi sorunlara neden olabilir. Bu durumda mutlaka bilimsel yöntemler kullanılarak sorunun kaynağı doğru tespit edilmeli ve doğru çözüm stratejileri geliştirilmelidir. Eynez sahasında bu sorunun var olduğu bilinmekte olmasına rağmen günümüze kadar gerekli çözüm stratejileri geliştirilmemiştir.

Ayak arkası tavanının göçmeyen kısımlarında basınç dağılımı değişir. Tabakalar göçmeden deforme olunca kaldırma etkisi meydana gelir. Bu durum büyük sorunlara neden olur. Çayırhan'da göçme açısından sorun yaratan tabaka kömürün yaklaşık 120 m üzerinde olmasına rağmen çok ciddi sorunlara yol açmıştır. Çayırhan bölgesinde göçme sorununun çözümüne yönelik yöntemler geliştirilmiş ve başarıyla uygulanmıştır.

Göçme mekanizması Soma'da büyük kayba neden olmuştur. Çayırhan'da mühendislerin müdahalesi bir faciayı önlemiştir

Bu bildiri sorunu tanımlamaya yönelik olup çözümlerden bahsedilmemektedir. Göçmenin kontrol altında gerçekleşebilmesi için farklı önlemler alınabilir.

KAYNAKLAR

- Aksoy C. O., Kucuk K. ve Uyar G.G., (2016) "Long Term Time Dependent Consolidation Analysis by Numerical Modeling to Determine Subsidence Effect Area Induced by Longwall Top Coal Caving". International Journal of Oil, Gas and Coal Technology, Vol. 12, No:1, pp 18-37.
- Aktaş E.Ö. (2014), Meclis Araştırma Komisyonu Raporu, Adli Tıp Kurumu İzmir Grup Başkanlığı
- Anon(2014), Manisa'nın Soma ilçesinde başta 13 Mayıs 2014 tarihinde olmak üzere meydana gelen maden kazalarının araştırılarak bu sektörde alınması gereken iş sağlığı ve iş güvenliği tedbirlerinin belirlenmesi, TBMM Araştırma Raporu – 2 Cilt
- Dongming Z., Xiaohan Q., Guangzhi Y. and Binbin Z., (2013), Coal and rock fissure evolution and distribution characteristics of multi-seam mining, International Journal of Mining Science and Technology, 23, pp. 835–840
- Forster, I R, 1995. Impact of underground mining on the hydrogeological regime, Central Coast NSW. In: Sloan, S W and Allman, M.A. (Ed.), Engineering Geology of the Newcastle-Gosford Region, pp156-168.
- Ghabraiea B., Rena G., Barbatob J., Smith J.V., 2017, A predictive methodology for multi-seam mining induced subsidence, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 93, 280–294
- Guo J. , Guorui Feng, Pengfei Wang, Tingye Qi, Xiaorong Zhang and Yonggan Yan, 2018, Roof Strata Behavior and Support Resistance Determination for Ultra-Thick Longwall Top Coal Caving Panel: A Case Study of the Tashan Coal Mine, Energies, 11, 1041; doi:10.3390/en11051041
- Ju J. and Xu J., (2015) Surface stepped subsidence related to top-coal caving longwall mining of extremely thick coal seam under shallow cover, International Journal of Rock Mechanics&Mining Sciences, 78, pp. 27–35
- Kratzsch, H., 1983. Mining Subsidence Engineering, 543 p., New York, Springer-Verlag, ISBN 3 540 11930 2.
- Mine Subsidence Engineering Consultants, 2017, General Discussion on Systematic and Non Systematic Mine Subsidence Ground Movements, August
- Peng S.S., 1992. Surface Subsidence Engineering, Littleton, Colorado, Society for Mining & Metallurgy, 161 p.
- Suchowska Iwanec A.M., Carter J.P., Hambleton J.P., 2016, Geomechanics of subsidence above single and multi-seam coal mining, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering 8 304-313
- Tercan A.E., Ünver B., Hindistan M.A., Ertunç G., Atalay F. Ünal, M.S. and Kılıoğlu, S.Y., (2013), Seam modeling and resource estimation in the coalfields of western Anatolia, International Journal of Coal Geology, v.112 (7), pp. 94-106

- Ünver B., Çetiner R., Namlıtürk C. ve Yalman O.İ. (1991), "E.L.İ. Eynez Yeraltı Ocağı'nda Mekanizasyon Uygulaması" 12. Madencilik Bilimsel ve Teknik Kongresi", Ankara, pp. 99-116.
- Ünver B. (1993), "Bir Nefesliğin Sürülmesi ve Monoray ile Çekilen Nakliyat Sisteminin Kullanılması", 13. Madencilik Bilimsel ve Teknik Kongresi", Ankara, pp. 1-8.
- Ünver B. (1995), "Eynez Yeraltı Ocağı'nın Yapısal Jeoloji ve Jeoteknik Açısından İncelenmesi" TUKMD Bülteni, Haziran, pp. 27-40.
- Ünver B. (1995), "Kalın Damar Kömür Madenciliğinde Tabaka Kontrolü ve Göçme Mekanizmasına Pratik Bir Yaklaşım", Türkiye 14. Madencilik Kongresi, 6 - 9 Haziran, Ankara, pp.15-22.
- Ünver B. (1996), Possibility of efficient application of semi-mechanization in longwall mining in thick seams, Journal of Mines Metals and Fuels, pp. 223-230, India.
- Ünver B., 1997, "Arakatlı Göçertme Uygulanan Kalın Kömür Damarlarında İşletme Veriminin Artırılması", Türkiye 15. Madencilik Kongresi, 6-9 Mayıs, Ankara, pp 179-183.
- Ünver B. and Yaşıtlı N.E.(2006), Modelling of strata movement with a special reference to caving mechanism in thick seam coal mining, International Journal of Coal Geology, v.66, pp.227-252.
- Ünver B.(2008), Park Teknik İşletmeleri Hakkında Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumu'na Sunulan Uzman Raporu, Yayınlanmamış, 10 s.
- Ünver B. and Hindistan M.A. (2010), Eynez Karanlıkdere Kömür Ocağı'nda Metan Emisyonu Sebebiyle Kapatılan Pano Üzerine Değerlendirme Raporu, Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumu'na sunulmuştur, Yayınlanmamış, 19 s.
- Ünver B., Tercan A.E., Hindistan M.A., Ertunç G., Atalay F. and Ünal M.S., (2011), Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumu Proje Raporu, Soma-Eynez Sahası Linyit Rezervinin Kestirimi ve Yer Altı İşletme Projesi, 2011, 235 s.
- Ünver B., Tercan A.E. ve Hindistan M.A. 2009, Bilirkişi Tespit Raporu, Nallıhan Asliye Hukuk Hakimliği Esas No: 2009/13
- Ünver B., Tercan A.E. ve Hindistan M.A. 2012, Bilirkişi Raporu, Nallıhan Asliye Hukuk Hakimliği Esas No: 2012/6
- Ünver B., Tercan A.E. ve Hindistan M.A. 2013, Çayırhan G03 ve G04 Panolarında Karadoruk Formasyonunun Göçmesi ile İlgili Sorunların İncelenmesi: Sonuç Raporu
- Ünver B., (2014), Soma Eynez Kazası ve Yapılması Gerekenler, Madencilik Türkiye, Aralık
- Ünver B., Tercan A.E. ve Hindistan M.A. 2014, Bilirkişi Delil Tespit Raporu, Nallıhan Asliye Hukuk Hakimliği Esas No: 2014/1
- Ünver B., Hindistan M.A., Tercan A.E., Ertunç G., Ünal M.S., Kılıçoğlu S.Y., Atalay F.(2015), Soma Eynez Kömür Sahası İçin Farklı Bir Üretim Yöntemi Önerisi, Proceedings of the 24th Int. Mining Cong. Of Turkey , April 14-17, 2015 Antalya/TURKEY pp.363-371
- Ünver B., Tercan A.E. ve Hindistan M.A. 2017, Bilirkişi Raporu (Delil Tespiti), Nallıhan Asliye Hukuk Hakimliği Esas No: 2017/1
- Ünver B. ve M.A. Hindistan, (2017), Eynez Kömür Sahası Koşulları ve Gelecekte Güvenli Madencilik İçin Yapılması Gerekenler, Proceedings of the 25th Int. Mining Cong. Of Turkey , April 11-14, 2017 Antalya/TURKEY pp.408-416
- Vakili A. and Hebblewhite B.K. (2010), A new cavability assessment criterion for Longwall Top Coal Caving, International Journal of Rock Mechanics&Mining Sciences 47, pp.1317-1329
- Wang J., Yu B., Kang H., Wang G., Mao D., Liang Y. and Jiang P. (2015), Key technologies and equipment for a fully mechanized top-coal caving operation with a large mining height at ultra-thick coal seams, Int J Coal Sci Technol, 2(2), pp. 7-161
- Wang P. , Jingli Zhao, Yoginder P. Chugh and Zhiqiang Wang, 2017, A Novel Longwall Mining Layout Approach for Extraction of Deep Coal Deposits, Minerals, , 7(4), 60; doi:10.3390/min7040060
- Wang S., Xibing Li • Deming Wang, 2016, Void fraction distribution in overburden disturbed by longwall mining of coal Environ Earth Sci 75:151 DOI 10.1007/s12665-015-4958-6
- Whittaker B.N. and Reddish D.J., 1989. Subsidence: Occurrence, Prediction and Control, Amsterdam, Elsevier, 528 p.
- Xu D., Suping Peng, Shiyao Xiang and Yunlan He, 2017, A Novel Caving Model of Overburden Strata Movement Induced by Coal Mining, Energies 2017, 10, 476; doi:10.3390/en10040476
- Yaşıtlı N.E. and Ünver B.(2003), "3-D Estimation of Stresses Around a Longwall Face by Using Finite Difference Method" IMCET 2003, 18th Int. Mining Congress of Turkey, 10-13 June, Antalya, pp. 83-88.
- Yaşıtlı N.E. and Ünver B., (2004), Numerical modelling of top coal caving in thick seam coal mining, EUROCK 2004 & 53rd Geomechanics Colloquium. Schubert (ed.).
- Yaşıtlı N.E. and Ünver, B.(2005a) 3D numerical modeling of longwall with top coal caving, Int. J. of Rock Mech. and Min. Sci., v.42(2), pp.219-235.
- Yaşıtlı N.E. and Ünver B.(2005b), 3-D numerical modelling of stresses around a longwall panel with top coal caving, J. of South African Institute of Mining and Metallurgy, v. 105, Issue. 5, pp.287-300.
- Yu B., (2016) Behaviors of overlying strata in extra-thick coal seams using top coal caving method, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering 8, pp. 238-247
- Zhu Z. and Han Jun, 2018, Overburden movement characteristics of top-coal caving mining in multiseam Areas, Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology · March, DOI: 10.1144/qjegh2017-076

Derinliğe bağlı mekanize kazıda ortam koşullarının ve kaya mekaniği parametrelerinin rolü

Roles of rock mechanical parameters and medium conditions on depth dependent mechanical excavation

R. Altındağ

Süleyman Demirel Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü Isparta/TÜRKİYE

Dünyada madencilik faaliyetleri yerkabuğunun ortalama olarak 750m dolayında iken bu rakam ülkemiz için ortalama 250m dolaylarındadır. Bu da ülkemizde önümüzdeki süreçte madencilik faaliyetlerinin gerek açık işletme gerekse yeraltı işletmesi olarak daha derinlere ineceğinin işareti olarak değerlendirilmelidir. Diğer taraftan metropollerde ulaşım amaçlı yüzeyde yeteri kadar yerin kalmaması ulaşım zorluğunu da beraberinde getirdiğinden ulaşım kolaylığı açısından yer altına inilmektedir. Bu ulaşım şehirlerde metro ve şehir dışında da tüneller şeklinde yer altı açıklıklarının açılmasını beraberinde getirmektedir. Bunların yanı sıra yer altı sığınakları, yer altı nükleer santraller, nükleer atıkların depolanması için açıklıklar, HES'lerin yer altı santral odaları, mühimmat depoları, çeşitli spor tesisleri gibi birçok mühendislik yapıları yeraltında farklı derinliklerde gerek konvansiyonel yöntemler gerekse de mekanize kazı ekipmanları ile açılmaktadır. Bu yer altı açıklıklarının açılması sırasında veya sonrasında açıklıkların stabilitesi son derece önemlidir. Bu konuda literatürde oldukça fazla örnek bulunmaktadır.

Ülkemizde enerjiye duyulan ihtiyacın gün geçtikçe artması bilinen kömür havzalarında rezerv genişletme çalışmalarının yapılmasının yanında yeni kömür sahalarının aranması hızla devam etmektedir. 2000li yılların başında 10 Milyar ton civarında olan linyit kömürü rezervi günümüzde yaklaşık 18 Milyar ton düzeyine çıkmıştır. Bulunan yeni rezerv alanlarının özelliklerine bakılınca yer altı işletmeciliğinin kaçınılmaz olduğu ve daha derin madencilik faaliyetlerinin olacağı aşikârdır. İhtiyaç duyulan kömürün daha yüksek miktarlarda ve daha ekonomik olarak çıkarılması için gerek ulaşım yollarının açılması gerekse üretim alanlarının açılması için mekanize kazı kaçınılmaz olmaktadır.

Günümüzde ulaşım mesafelerinin kısaltılması ve daha güvenli seyahat edilmesi için metro tünelleri ve istasyonları ile demiryolu ve karayolu tünelleri açılması zorunlu olmaktadır. Ülkemizin fiziki yapısı dikkate alındığında bir yerden bir yere ulaşım için oldukça fazla tünel açılması gerekmektedir. Diğer taraftan gerek sulama gerekse enerji amaçlı olarak tüneller de ülkemizde açılmaktadır ve önümüzdeki süreçte de açılmaya devam edeceği ortadadır. Bütün bu tünellerin daha hızlı, daha ekonomik ve daha güvenli açılması için Tam Cephe Tünel Açma Makinaları (TBM) ve kısmi cephe kolları kazı makinaları kullanılarak mekanize kazı yapılmaktadır ve yapılmaya da devam edecektir.

Açılacak olan yer altı açıklıklarının yapımında uygun kazı ekipmanlarının ve yönteminin seçimini etkileyen başlıca parametreler; Kaya kütle özellikleri, Kayaçların fiziksel ve mekanik özellikleri, Derinliğe bağlı açıklıklar etrafında oluşacak gerilme durumları, Açıklıkların geometrik şekilleri ve büyüklükleri, Kazı güzergâhını oluşturan kaya-zemin birimlerinin etkileşim özellikleri, Güzergâhın kil içermesi durumunda killerin türü ve özellikleri, Jeolojik süreksizlikler (tabakalanma, kıvrımlanma, faylanma vb.), Mineralojik ve petrografik özellikleri gibi birçok ana başlıklar altında sıralanabilir.

Yukarıda sıralanan parametrelerin yanı sıra derinlik faktörü de dikkate alınmaktadır. Bilindiği gibi yeryüzünden 50 m'ye kadar olan derinlikler sıgı derinlikler, 50-1000 m arası orta derinlikler ve 1000m'den daha fazla derinlikler de derin derinlikler olarak tanımlanmaktadır. Ağırlıklı olarak bazı metro ulaşım açıklıkları ve bazı tüneller sıgı derinliklerde yer almakta, yer altı maden işletmeleri ve çeşitli amaçlı açılan yer altı açıklıkları ve tünellerde orta derinlik sınıfında yer almaktadır. Bu nedenle açılacak olan yer altı açıklıklarının geometrik özellikleri, seçilecek olan kazı makinalarının tip ve özellikleri jeolojik ortam koşulların iyi tanımlanmasına bağlıdır. Bunun için sahada yapılacak uygun ve yeterli sondaj verilerin belirlenmesi, jeolojik ve jeoteknik özelliklerin doğru belirlenmesi, yorumlanması, laboratuvar verilerinin elde edilmesi ve tüm bu verilerin birlikte değerlendirilmesindeki başarı veya başarısızlıklar kazının verimliliğini ve ekonomikliğini birinci dereceden etkilemektedir. Sonuçta da projenin tamamlanma başarısına yansımaktadır. Bir projenin başarısına/başarısızlığına gerek arazide yerinde yapılan çalışmalar gerekse laboratuvarla yapılan çalışmalar damga vurmaktadır. Her iki alandan elde edilen verilerin doğru yorumlanması seçilecek olan kazı ekipmanlarının tipine ve kesici ekipmanların (kesici kafa dizaynı, kesici uçların tasarımı, vb) tasarım parametrelerine birinci dereceden etkilemektedir. Bu nedenle yukarıda sıralanan açılacak olan yer altı açıklıklarının yapımında uygun kazı ekipmanlarının ve yönteminin seçimini etkileyen parametreler iyi belirlenmeli ve birbirleri ile olan etkileşimleri iyi yorumlanmalıdır.

Birincil gerilmeler en genel anlamda, yeraltında bir noktadaki birincil gerilme tensörünün yatay ve düşey konumlarda seçilen koordinatlara göre 6 bileşeni olup kaya kütlesi içinde, jeolojik yapıdaki ve kayanın malzeme özelliklerindeki farklılıklar yüzünden birincil gerilmeler bir noktadan diğer noktaya gidildikçe değişiklik göstermektedir. Birincil gerilmelerin önemli derecede değişim gösterdiği mesafelerin yer altı kaya yapıları ve açıklıklarının boyutlarına kıyasla daha büyük olduğu varsayımıyla çoğu zaman incelenen bölgede bunların basit kaldığı kabul edilir. Birincil gerilmelerin kökenini etkileyen faktörler; örtü katmanının ağırlığı, tektonizma, kalıcı (rezidüel) etkiler, yüzey topoğrafyası, erozyon ve izostasi, inklüzyonlar, volkanizma ve jeolojik yapı olarak sayılabilir. İkincil ve üçüncül gerilmeler ise kazı sonrası oluşan gerilmeler olup kazı verimliliği açısından ikinci derece öneme haiz gerilme durumlarıdır. Ancak paralel açılan veya daha sonraki zaman dilimi içinde açılan tünel, galeri ve üretim açıklıkların kazımında karşılaşılmaktadır.

Tavan, taban ve yanal basınçlar yer altı açıklığına etki eden basınçlardır. Bu basınçların tespitine yönelik yer altı açıklığında, açıklığın bulunduğu derinliği dikkate alan veya almayan basınç ve gerilme teorileri bulunmaktadır. Bu her iki alandaki teorilere bakılacak olunursa açıklığın açıklık boyutları, kayanın içsel sürtünme açısı, derinlik, kayanın tek eksenli basınç dayanımı, yoğunluk, birim hacim ağırlığı ve kohezyon gibi birçok parametre dikkate alınmaktadır. Şişen ve sıkışabilen zeminler mekanize kazıda sürekli sorun yaratan ortamlardır. Bu nedenle kazının yapılacağı güzergâhtaki bu birimlerin özelliklerinin projelendirme öncesi iyi bilinmesi gereken unsurlardır.

Kaya kütle sınıflama sistemleri, mühendislik tasarımlarının yapılmasını sağlayan bir araç olarak değerlendirilmektedir. Bu sistemler, nihai tasarımın yapılabilmesi için, tasarım hedefleri ve proje sahasının jeolojisi de dikkate alınarak, gözleme, ölçümlere, deneylere dayanan analitik ve nümerik çözümleme teknikleriyle birlikte kullanılmaktadır. Bu sistemleri oluşturan parametrelerin doğruluğu oranında kazı ve tahkimat gibi projelendirmelerde birer araç olabilmektedir. Başlıca kaya kütle sınıflandırma sistemlerini sıralayacak olursak; Kaya yükü, RQD, RSR, RMR, Düzeltilmiş RMR'85, NBasitleştirilmiş RMR'85, NM-RMR, Düzeltilmiş RMR'93, Q sistemi, Modifiye Q'93, MBR, RMS, RMZ, RTR, SGDM, GC, CMRR, RMI, GSI gibi gerek madencilik gerekse tünelcilik amaçlı kaya kütle sınıflama sistemleri geliştirilmektedir. Bu sınıflama sistemlerini oluşturan parametrelere bakıldığında yerinde ölçülen zemin/ortam özellikleri ve laboratuvarla ölçülen kaya mekaniği

özelliklerinden oluştuğu görülmektedir. Kayaların mekanik özellikleri, kaya yapılarının yük altındaki davranışlarının belirleyici etkenleri olarak önemlidir. Kaya yapılarının dizaynında, uygun ölçütler seçiminde, bu yapıların analitik yöntemlerle denge hesaplarında, katmanların mekanik davranışlarının bilinmesi için gerekli parametrelerin saptanmasında, kayaların fiziksel- mekanik özellikleri ve kazı mekaniği özelliklerinin bilinmesi gerekmektedir.

Kayaçlar üzerinde yapılan bazı laboratuvar deneyleri: Tek eksenli basınç dayanımı, Dolaylı çekme dayanımı, Üç eksenli basınç dayanımı, Kesme dayanımı, Nokta yük dayanım indeksi, Punch (zımba) dayanımı, Young modülü, Poisson oranı, Gözeneklilik, Cerchar aşındırıcılık değeri, Schimazek aşınma indeksi, Min-Pet Özellikleri olarak sıralanabilir.

Mühendislik projelerinde kaya kütle sınıflama sistemlerinden yararlandığı kadar kayaların fiziksel ve mekanik özelliklerinin yanı sıra kazı mekaniği açısından kazılabilirlik, sökülebilirlik, delinebilirlik ve kesilebilirlik gibi özelliklerini belirlemeye yönelik çeşitli deneyler tasarlanmaktadır. Bu deneylerden de kayaçların mekanik kazı ekipmanlarıyla en uygun tasarım ve en düşük özgül kesme enerjisiyle (en ekonomik) kesilebilecek keski parametreleri belirlenmektedir. Bu tasarım parametreleri kazı makinası üretici firmalarla paylaşarak kazı yapılacak ortama uygun kazı makinası imalatına geçilmektedir. Bu çalışmaların yanı sıra kazı verimliliğini önceden tahminine yönelik çok farklı teoriler, modeller ve görgül bağıntılar da geliştirilmiştir. Bu yaklaşımları oluşturan temel parametrelere bakıldığında kayaçların laboratuvarında elde edilen fiziksel ve mekanik özelliklerin dominant etkilerinin olduğu görülmektedir.

Sonuç olarak; şuana kadar anlatılmaya çalışılan gerek yüzeysel gözlem ve ölçümlere dayalı elde edilen veriler gerekse laboratuvar ortamında elde edilen veriler, temsili olarak araziden alınan kaya maddesi örnekleri üzerinden alınan veriler niteliğindedir. Diğer bir ifadeyle yukarıda anlatılmaya çalışılan hemen hemen tüm değerlendirmeler derinlikle değişen birincil, ikincil ve üçüncül gerilmelerden, jeolojik süreksizliklerden (kıvrımlar, antiklinaller, faylar ve tipleri, tabakaların konumları, vb) ve kaya-zemin-nem-kil bileşke etkileşimlerinden uzak veriler olarak elde edilmekte ve hemen hemen tüm teoremler ve görgül bağıntılar bu verilere dayanılarak dikkate alınmaktadır. Dolayısıyla derinlik ve buna bağlı gerilme etkilerinden yoksun yaklaşımlar olarak görülmektedir. Diğer bir ifadeyle örneğin 600m derinlikte bir noktadaki **malzemenin fiziksel-mekanik davranış özellikleri** simüle dahi edilemeden sıfır derinlik/ortam koşulları şeklinde tasarımlar yapılmaktadır. Bu durumda proje uygulaması öncesi belirlenen tahmini kazı verimlilikleri uygulamada gerçekleşen verimlerden zaman zaman önemli farklılıklar gösterebilmektedir. Görgül bağıntılarla elde edilen kazı verimlilik değerleri ile gerçekte elde edilen kazı verimliliği değerleri arasındaki korelasyon katsayılarına bakıldığında birbirlerine göre oldukça farklılıklar gösterdiği ve korelasyon katsayıların da çok yüksek olmadığı burada yapılan değerlendirmenin haklılığı niteliğindedir.

Bu çalışmada; kaya mekaniğinde dolaylı çekme dayanımı, Shore-Schmidt sertlikleri, nokta yük dayanım indeksi değeri, in-situ basınçlardan/gerilmelerden uzak elde edilen gevreklik verileri ile kazı mekaniği laboratuvarında belirlenen keski kesme derinliği, keski arası mesafe, kesme açısı, dalım açısı, baskı kuvveti ve bunlara bağlı olarak hesaplanan özgül enerji (SE) değerlerinin ikincil, üçüncül gerilme koşullarından ve derinlik etkisi, zemin-kil-kaya-nem gibi etkileşim kombinasyonlarından bağımsız kullanılmasının önemi tartışılacaktır.

