

KAYAMEK'2022

13. BÖLGESEL KAYA MEKANİĞİ SEMPOZYUMU BİLDİRİLER KİTABI

ROCKMEC'2022

PROCEEDINGS OF THE 13th REGIONAL ROCK MECHANICS SYMPOSIUM



**Süleyman Demirel Üniversitesi
Süleyman Demirel University**



**Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği
Turkish National Society For Rock Mechanics**

Editörler / Editors

**Dr. Nazmi ŞENGÜN, Dr. Raşit ALTINDAĞ, Dr. İbrahim UĞUR
Dr. Hilal ÖZER TOKLU, Yük. Müh. Merve KARAABAT VAROL**

**26-28 Mayıs 2022 / May 26-28, 2022
ISPARTA / TÜRKİYE**

KAYAMEK'2022 : 26 – 28 MAYIS 2022 / ISPARTA - TÜRKİYE
ROCKMEC'2022 : MAY 26 - 28, 2022 / ISPARTA – TÜRKİYE

13. BÖLGESEL KAYA MEKANİĞİ SEMPOZYUMU BİLDİRİLER KİTABI

PROCEEDINGS OF THE 13th REGIONAL ROCK MECHANICS SYMPOSIUM

Editörler / Editors

Dr. Nazmi ŞENGÜN
Dr. Raşit ALTINDAĞ
Dr. İbrahim UĞUR
Dr. Hilal ÖZER TOKLU
Yük. Müh. Merve KARAABAT VAROL

Organizasyon / Organized by

SÜLEYMAN DEMİREL ÜNİVERSİTESİ
SÜLEYMAN DEMİREL UNIVERSITY

TÜRK ULUSAL KAYA MEKANİĞİ DERNEĞİ
TURKISH NATIONAL SOCIETY FOR ROCK MECHANICS

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.

**Bu kitabın basımına olanak sağlayan
DEMİR EXPORT A.Ş'ye
teşekkür ederiz.**

ISBN : 978-975-93675-8-9

Baskı : Ziraat Gurup Matbaacılık Ambalaj San. ve Tic. A.Ş., ANKARA
Tel: 0312 384 7344

ADRES / ADDRESS

Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği
Turkish National Society for Rock Mechanics
Başkan / President
Dr. Mustafa ERKAYAOĞLU
Maden Mühendisliği Bölümü
Orta Doğu Teknik Üniversitesi
06531 - Ankara / TÜRKİYE
Tel : (+90) 312 397 3350 / 4066
E-mail: hassisman@yahoo.com

Bu sempozyumun düzenlenmesinde katkıda bulunan, aşağıdaki kurum ve kuruluşlara teşekkür ederiz.

Financial support of the following companies is gratefully appreciated.

- İstanbul Maden İhracatçıları Birliği (İMİB)
- Ege Maden İhracatçıları Birliği (EİB)
- Türkiye Madenciler Derneği (TMD)
- Tüprag Metal Madencilik
- Nitromak Dyno Nobel
- Solar Patlayıcı Maddeler
- Tümad Madencilik
- Teknima Makine Endüstri
- Demir Export
- Avpaş Patlatma Hizmetleri
- Kırılıoğlu Patlayıcı
- Kapeks Kimya Sanayi
- Plato Marble

SUNUŞ / FOREWORD

13. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu 26-28 Mayıs 2022 tarihlerinde Isparta-Türkiye'de gerçekleştirilmiştir. Sempozyum, Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği himayesinde Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü tarafından büyük başarı ile düzenlenmiştir. Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Yönetim Kurulu adına düzenleme kurulu başkan ve üyelerine, Süleyman Demirel Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümüne, Mühendislik Fakültesi Dekanlığına ve Sayın Rektör'e teşekkür ve memnuniyetimi ifade etmek isterim.

13. sempozyumun teknik konuların tartışılacağı verimli bir akademik ortam olmasının yanı sıra Isparta'daki kültürel değerlerin deneyimlenebileceği bir organizasyon olmasını umuyorum. Geleneksel olarak kaya mekaniği sempozyumları bölgesel nitelikte sekizinci kez düzenlenmekte olup, ilk beş sempozyum ulusal düzeyde gerçekleştirilmiştir. Sempozyum kapsamında seçkin araştırmacılar tarafından dört davetli bildiri sunulmuştur. Ulusal ve uluslararası değerli araştırmacılar tarafından toplam 33 bildiri sunulmuş ve tartışılmıştır. Davetli konuşmacılar ve saygın bildiri yazarlarının desteği olmadan bu sempozyumu gerçekleştirmek mümkün değildir. Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği davetli konuşmacılar ve değerli yazarların kıymetini takdir eder ve katkıları için teşekkür borçludur.

Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Yönetim Kurulu adına mali katkıları ve sergide yer aldıkları için sponsorlara teşekkür etmekten memnuniyet duyarım. Sponsor 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.

The 13th Regional Rock Mechanics Symposium is held in Isparta, Turkey, on May 26-28, 2022. The symposium is organized by Süleyman Demirel 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 Süleyman Demirel University.

I hope that the 13th symposium will be a productive academic environment to discuss technical matters, and a venue to enjoy the culture heritage in Isparta. Traditionally symposia on rock mechanics have been held on regional basis for the eighth time whereas the first five symposia were held on national basis in Turkey. Four invited papers were presented by distinguished researchers. International and national authors presented and discussed totally 33 papers during the 13th 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.

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. 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.

Doç. Dr. / Assoc. Prof. Dr. Mustafa ERKAYAOĞLU
Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Başkanı
President, Turkish National Society for Rock Mechanics

ÖNSÖZ / PREFACE

KAYAMEK'2022 13. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu, Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği ve Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü ile ortaklaşa olarak, 26-28 Mayıs 2022 tarihleri arasında Süleyman Demirel Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Şehit Astsubay Ekrem ÇELİK Amfisinde gerçekleştirilmiştir. Sempozyumda, araştırmacıların ve uygulamacıların bir araya gelerek, karşılaşılan kaya mekaniği sorunları için çözüm yöntemlerini tartışması, deneyimlerini paylaşması ve kaya mekaniği alanındaki en güncel katkılarının sunulması amaçlanmıştır.

Yurtiçi ve yurtdışından çok sayıda araştırmacı ve bilim adamının katılımıyla, sempozyumda 4 adet çağrılı ve 29 adet sözlü olmak üzere toplam 33 adet bildiri sunulmuştur. Bildiriler; kaya karakterizasyonu, kömür madenciliğinde tabaka hareketleri, mekanik kazılarda kaya mekaniğinin rolü, yerüstü ve yeraltında patlatmalı kazılar, tünellerde kazı-destek tasarımı, kazılabilirlik, kaya mekaniği deneyleri, sayısal ve analitik çalışmalar, şev stabilitesi, madencilikte jeomekanik uygulamalar vb. konularından oluşmaktadır. Sempozyumda, sektör temsilcileri ile kaya mekaniği alanında faaliyet gösteren firmaların ürün ve hizmetleri de sergilenmiştir.

13. Bölgesel Kaya Mekaniği Sempozyumu'nun gerçekleştirilmesinde destek sağlayan başta üniversitemiz rektörlüğü olmak üzere, yoğun emeklerini esirgemeyen Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Yönetim Kurulu Başkanı Doç. Dr. Mustafa ERKAYAOĞLU'na, TUKMD Yönetim kurulu Üyelerine, Sempozyum sekreterliğini özveriyle gerçekleştiren Doç. Dr. Nazmi ŞENGÜN'e, Prof. Dr. İbrahim UĞUR'a, sempozyum düzenleme kurulu üyelerine, Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği üyelerine, bilimsel kurul üyelerine, sempozyuma sponsorluk desteği sağlayan kurum ve kuruluşlar ile tüm katılımcılara en içten teşekkürlerimi sunar, sempozyumun bilime ve uygulamacılara yararlı olmasını dilerim.

Bu sempozyumun hazırlanmasında, gerçekleştirilmesinde ve yürütülmesinde destek veren ve emeği geçen tüm kişi, kurum ve kuruluşlara en derin şükranlarımı sunarım.

ROCKMEC'2022 13th Regional Rock Mechanics Symposium, jointly organized with Turkish National Rock Mechanics Association and Süleyman Demirel University, Mining Engineering Department, was held in Süleyman Demirel University, Faculty of Engineering, Martyr Petty Officer Ekrem ÇELİK Amphitheatre, in May 26-28, 2022. It was aimed that researchers and practitioners come together to discuss the solution methods for the encountered rock mechanics problems, share their experiences and present the latest contributions in the field of rock mechanics.

With the participation of many researchers and scientists from Turkey and abroad, a total of 33 papers, 4 invited and 29 oral, were presented at the Symposium. Papers consist of topics such as rock characterization, layer movements in coal mining, role of rock mechanics in mechanical excavations, surface and underground blast excavations, excavation-support design in tunnels, excavability, rock mechanics experiments, numerical and analytical studies, slope stability, geomechanical applications in mining, etc. At the symposium, the products and services of sector representatives and companies operating in the field of rock mechanics were also exhibited.

I would like to express my sincere thanks especially to the rectorate, who provided support in the realization of the 13th Regional Rock Mechanics Symposium, Assoc. Prof. Dr. Mustafa ERKAYAOĞLU not spared their hard work as the Chairman of the Turkish National Rock Mechanics Association Board Members, Assoc. Prof. Dr. Nazmi ŞENGÜN carrying out the symposium secretary self-sacrificing, Prof. Dr. İbrahim UĞUR, the members of the symposium organizing committee, the members of the Turkish National Rock Mechanics Association, the members of the scientific committee the institutions and organizations that provided sponsorship support to the symposium, and all the participants for their valuable support and contributions, and hope that the symposium will be beneficial to science and practitioners.

I would like to express my deepest gratitude to all individuals, institutions and organizations who supported and contributed to the preparation, realization and conduct of this symposium.

Prof. Dr. Raşit ALTINDAĞ
Sempozyum Düzenleme Kurulu Başkanı
Chairman of the Symposium Executive Board

Düzenleme Kurulu / Organizing Committee

Süleyman Demirel Üniversitesi
Maden Mühendisliği Bölümü

Dr. Raşit ALTINDAĞ
Sempozyum Başkanı / *Chairman*

Dr. Nazmi ŞENGÜN
Sempozyum Sekreteri / *Secretary*

Dr. İbrahim UĞUR

Dr. Hilal ÖZER TOKLU

Merve KARAABAT VAROL

Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği

Dr. Mustafa ERKAYAOĞLU
Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği Başkanı /
*President, Turkish National Society for Rock
Mechanics*

Dr. İhsan ÖZKAN

Hasan ŞİŞMAN

İbrahim YAMAN

Dr. Nazlı TUNAR ÖZCAN

Bilim ve Danışma Kurulu / Scientific and Advisory Committee

Dr. Ahmet Hakan ONUR

Dr. Ahmet Hamdi DELİORMANLI

Dr. Ali KAHRİMAN

Dr. Atilla CEYLANOĞLU

Dr. Avni GÜNEY

Dr. Aydın BİLGİN

Dr. Ayhan KESİMAL

Dr. Bahtiyar ÜNVER

Dr. Bayram KAHRAMAN

Dr. Bülent ERDEM

Dr. Celal KARPUZ

Dr. Cemal BALCI

Dr. Eren KÖMÜRLÜ

Dr. Ergin ARIÖĞLU

Dr. Ergün TUNCAY

Dr. Gürcan KONAK

Dr. Hakan TUNÇDEMİR

Dr. Halil KÖSE

Dr. Halil KUMSAR

Dr. Hanifi ÇOPUR

Dr. Hasan GERÇEK

Dr. İhsan ÖZKAN

Dr. İzzet KARAKURT

Dr. Kemal GÖKAY

Dr. Kemal ÖZFIRAT

Dr. Mahmut MUTLUTÜRK

Dr. Mehmet Ali HİNDİSTAN

Dr. Melih GENİŞ

Dr. Melih İPAR

Dr. Nihat Sinan IŞIK

Dr. Niyazi BİLİM

Dr. Nuh BİLGİN

Dr. Nuri Ali AKÇIN

Dr. Okan SU

Dr. Olgay YARALI

Dr. Osman Zeki HEKİMOĞLU

Dr. Ömer AYDAN

Dr. Rasim Mete GÖKTAN

Dr. Reşat ULUSAY

Dr. Tuğrul ÜNLÜ

Dr. Turgay ONARGAN

Dr. Ümit ÖZER

Dr. Yadigar MÜFTÜOĞLU

İÇİNDEKİLER / CONTENTS

A comparative study on the determination of tensile strength of rocks by different testing methods and its utilization in failure criteria	3
<i>Kayaların çekme dayanımının farklı test yöntemleriyle belirlenmesi ve yenilme kriterlerinde kullanımı üzerine karşılaştırmalı bir çalışma</i>	
Ö. Aydan (Çağrılı Konuşmacı / Invited Speaker)	
Kars-Kağızman kaya tuz örneklerinin uzun süreli sünme davranışı	13
<i>Long-term creep behavior of Kars-Kağızman rock salt samples</i>	
İ. Özkan, M. Altun, Z. Kızıltaş	
Sultanhanı kaya tuzunun kısa dönem davranışları	25
<i>Short term behaviors of Sultanhanı rock salt</i>	
M.G. Şenyur, D. Arıkan	
The effect of water saturation on the strength reduction of a granite treated by microwave	35
<i>Mikrodalga ile muamele edilmiş bir granitin mukavemet azalmasına su doygunluğunun etkisi</i>	
S. Kahraman, Y. Doğan, S. Çapar, İ.E. Ceylan	
Investigating the deformation modulus of some igneous rocks using genetic algorithm and artificial neural networks	41
<i>Bazı magmatik kayaların deformasyon modülünün genetik algoritma ve yapay sinir ağları kullanılarak incelenmesi</i>	
E. Köken, A. Özarslan	
Sultanhanı kaya tuzunun uzun dönem sünme davranışı (Sünme aparat tasarımı ve deney sonuçları)	47
<i>Long-term creep behavior of Sultanhanı rock salt (Creep apparatus design and test results)</i>	
D. Arıkan, M.G. Şenyur	
Doğaltaşların geri tepme sertlikleri ile bazı kayaç özellikleri arasındaki ilişkilerin incelenmesi	59
<i>Investigation of the relationships between the rebound hardness of natural stones and some rock properties</i>	
G. Ekincioğlu, D. Akbay, M. Sert	
Mikrodalgaya maruz kalan magmatik kayaların kırılabilirlik özelliklerinin incelenmesi	67
<i>Investigation of the crushability of igneous rocks exposed to microwave</i>	
A.M.J. Aldalahali, R. Çomaklı	
Kayaçların sertlik, aşındırıcılık ve fiziksel özellikleri ile Cerchar çizik derinliği arasındaki istatistiksel ilişkilerin belirlenmesi	73
<i>Determination of statistical relationships between hardness, abrasiveness and physical properties of rocks and Cerchar indentation depth (CID)</i>	
A. Teymen	
Kayaların farklı tip Schmidt çekici geri tepme sertlik değerlerinin tahmini için dönüşüm katsayısı önerilmesi	87
<i>Suggesting conversion factor coefficients for estimating different types of Schmidt hammer rebound hardness values</i>	
D. Akbay, G. Ekincioğlu	
İgnimbiritin yapı taşı olarak kullanımının araştırılması	95
<i>Investigation the use of ignimbrite as a building stone</i>	
H. Özer Toklu	

Kaya mühendisliğinin ve mühendislik jeolojisinin giderek derinleşen açık işletme şevleri için önemi: Güncel pratik açısından değerlendirmeler <i>Importance of rock engineering and engineering geology for the ever-deepening open pit slopes: An overview of recent practice</i> R. Ulusay (Çağrılı Konuşmacı / <i>Invited Speaker</i>)	103
Kaya mekanikinin delme ve patlatma üzerinde rolü <i>Role of rock mechanics on drilling and blasting</i> H.A. Bilgin (Çağrılı Konuşmacı / <i>Invited Speaker</i>)	115
Kaya şevleri için yeni bir karşılaştırmalı klasik ve olasılıklı duraylılık analizi <i>A new comparative classical and probabilistic stability analysis for rock slopes</i> A. Turanboy, E. Ülker, C. B. Küçüksütçü	127
Bir alçıtaşı açık ocağında RMR ve Q kaya kütle sınıflama sistemlerini kullanarak şev duraylılığı değerlendirmesi <i>Slope stability assessment using RMR and Q rock mass classification systems in a gypsum open-pit mine</i> A. Ceylanoğlu, B. Erdem, B. Şengün	135
Basamak patlatmaları için kaya savrulması tahmin modellerinin geliştirilmesi <i>Development of flyrock prediction models for bench blasting</i> T. Hüdaverdi, Y. Ağan	143
Mermer ocaklarında üretimden kaynaklı şev duraylılığının incelenmesi: Barla Mermer örneği <i>Investigation of production-induced slope stability in marble quarries: the sample of Barla Marble</i> C. Can, N. Şengün, R. Altındağ, M. Mutlutürk	149
Patlatmalı kaya kazılarında kaynak tahmini <i>Source estimation in rock blasting excavation</i> G.G. Uyar Aksoy, C.O. Aksoy, H.E. Yaman	157
Açık ocak madencilğinde işletme güvenliğinin sağlanmasına yönelik ortak proje kavramının maden mevzuatı açısından incelenmesi <i>Investigation of joint project concept for ensuring operational safety in open pit mining in terms of mining legislation</i> A. Akbulut, S. Bostancı, B.G. Demir, A.K. Özdoğan	167
Examining the factor of safety in open pits with multiple pit <i>Çok ocaklı açık ocaklarda güvenlik faktörünün incelenmesi</i> C.O. Aksoy, G.G. Uyar Aksoy, H.E. Yaman	173
Profesör Bieniawski anısına <i>In memory of Professor Bieniawski</i> H. Gerçek (Çağrılı Konuşmacı / <i>Invited Speaker</i>)	183
Yeraltı kömür madencilğinde tabaka kontrolü yönetim modeli <i>Strata control management model in underground coal mines</i> T. Onargan	191
Uzunayak tabanyollarının kaya saplamaları ile tahkimat tasarımı için önerilen görgül yaklaşımlar üzerine bir değerlendirme: örnek bir çalışma <i>An evaluations on empirical approaches suggested for support design with rock bolts of longwall gateroad: a case study</i> İ. Özkan, M. Mesutoğlu, A. Sancak, R. Bayındır	199

Süreksizlik aralığı ve kutupsal yöneliminin bir ikiz tünel gevşeme bölgesi yer değiştirme davranışı üzerindeki etkisi <i>The effect of discontinuity spacing and polar orientation on the displacement behavior of a twin tunnel relaxation zone</i> H. Tunçdemir, H.O. Dönmez, S. Bozoğlu	211
Beypazarı trona sahasının kaya kütle karakterizasyonu ve jeomekanik özelliklerinin tespiti <i>Rock mass classification & determination of geomechanical properties in Beypazarı trona field</i> C.N. Konuk, O. Gölbaşı, A.G. Yardımcı, T. Beşir, H.E. Kayhan	219
Tipik bir uzunayak panelinde üç boyutlu gerilim dağılımının parametrik analizi <i>Parametric analysis of three-dimensional stress distribution on a typical longwall panel</i> A.G. Yardımcı	227
Bir yeraltı kurşun-çinko-bakır ocağında RMR kaya kütle sınıflama sistemi kullanılarak mevcut tahkimatın incelenmesi <i>An investigation of existing support using RMR rock mass classification system in a lead-zinc-copper underground mine</i> A. Ceylanoğlu, B. Erdem, B. Şengün	235
Yüksek su boşalımı olan bir tünelde destek sistemlerinin incelenmesi <i>Investigation of support systems in a tunnel with high water discharge</i> E.B. Aygar, C. Gökçeoğlu	241
Cüruf özellikleri ve aktivatör modül oranının macun dolgunun dayanım, duraylılık ve mikroyapısına etkisi <i>Effect of blast furnace slag type and activator modulus on the strength, durability and microstructural properties of paste backfill</i> F. Cihangir, B. Erçikdi, A. Kesimal	249
Use of a thermoset additive for improving load bearing performances of grouted rock bolts against thermal changes <i>Dolgu kaya saplamalarının termal değişiklikler karşısında yük taşıma performanslarının iyileştirilmesi için termoset bir katkı kullanımı</i> E. Kömürlü	259
Maden ve inşaat projelerinde başyukarı delme makine (BDM) uygulamaları <i>Raise boring machine (RBM) applications in mining and construction projects</i> A. Shaterpour-Mamaghani, H. Çopur, C. Balcı, D. Tumaç, T. Erdoğan, E. Doğan, A. Koçbay, E. Altıntaş, O. Şirin	269
Bazı kayaç özellikleri kullanılarak zincirli kesme makinelerinin performans tahmini <i>Performance prediction of chain saw machines by using some rock properties</i> A.E. Dursun, İ. Candemir, H. Özşen	275
Amasra taşkömürü havzasında kullanılan galeri açma makinasının performans incelemesi <i>Performance investigation of roadheader used in Amasra coal basin</i> H. Kıran	287

TEORİK ve DENEYSEL KAYA MEKANİĞİ

THEORETICAL and EXPERIMENTAL ROCK MECHANICS

A comparative study on the determination of tensile strength of rocks by different testing methods and its utilization in failure criteria

Kayaların çekme dayanımının farklı test yöntemleriyle belirlenmesi ve yenilme kriterlerinde kullanımı üzerine karşılaştırmalı bir çalışma

Ö. Aydan

Department of Civil Engineering, University of the Ryukyus, Okinawa, Japan

ABSTRACT: In this study, the indirect tensile strength test techniques under static condition are first outlined and then test results are presented. The indirect tensile strength tests are cantilever bending (CTB) , semi-circular bending (SCB), three-point bending (3PB) and Brazilian tests (BT) under static loads and interrelations among tensile strength obtained from different techniques are studied. Commonly used failure criteria are briefly presented and their ability to represent tensile strength of rocks are compared and discussed.

1. INTRODUCTION

Cliffs, layered rock slopes, layered, half tunnels and shallow underground opening may fail due to bending (Figure 1). In addition, one can also find many fractured rock slabs parallel to excavation surface of underground openings, which are always argued that such rock slabs are due to extensile strains (Figure 2).

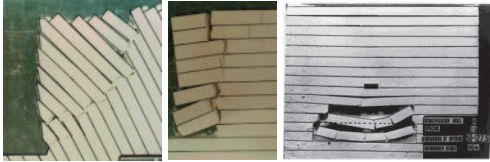


Figure 1. Failure of slopes, cliffs, and shallow underground openings due to bending



Figure 2. Rockburst and spalling of underground openings in hard rock mass

Yielding/failure criteria are fundamentally all empirical and determined from tensile, compressive and triaxial tests under both static and/or dynamic conditions. When these criteria are utilized for assessing the stability and response of rock engineering structures, the correct consideration of tensile strength of rocks is essential while many yield/failure criteria fail to represent yielding/failure

in the tensile stress regime. Direct tensile and indirect tensile strength tests such as Brazilian tests, and semi-circular, 3-point or 4-point bending tests of rock beams and ring tests are available. As the sample preparation is quite cumbersome and costly in direct tensile tests, indirect tensile strength are commonly preferred due to simplicity and reproducibility of experimental results.

The author developed various special jigs for evaluating tensile strength of rocks under static and dynamic loading conditions (Aydan et al. 2019). The experimental results on the tensile strength of rocks determined from cantilever bending (CTB) , semi-circular bending (SCB), three-point bending (3PB) and Brazilian tests (BT) under static loads are presented and interrelations among tensile strength obtained from different techniques are studied and compared. Commonly used failure criteria are briefly presented and their ability to represent tensile strength of rocks are compared with experimental data and their limits and applicability are discussed.

2 EXPERIMENTAL TECHNIQUES FOR TENSILE STRENGTH DETERMINATION

Many experimental techniques for determining tensile strength of rock are developed and utilized in the field Rock Mechanics and Rock Engineering (RMRE). They are fundamentally categorized as direct and indirect tests. As the sample preparation is quite cumbersome in direct tensile strength tests, indirect tensile strength are commonly preferred due to simplicity and reproducibility of experimental results. Except semi-circular bending test, the techniques available in Rock Mechanics are described and discussed in the textbook by Vutukuri et al. (1974). Figure 3 illustrates the available techniques for determining indirect tensile strength

of rocks. Tables 1 and 2 give the formula for obtaining tensile strength in each technique.

Table 1. Tensile stress induced in Brazilian and various bending tests

Brazilian	3-point Bending	4-point Bending	Cantilever
$\frac{2F}{\pi Db}$	$\frac{3F \cdot s}{2bh^2}$	$\frac{F \cdot s}{bh^2}$	$\frac{6F \cdot s}{bh^2}$

Table 2. Tensile stress induced in ring and hydraulic tests

Ring	Hydraulic fracturing
$\frac{2F \left[6 + 38 \left(\frac{d}{D} \right)^2 \right]}{\pi Db}$	$p \frac{\left[1 + \left(\frac{d}{D} \right)^2 \right]}{\left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^2 \right]}$

Where F, p, D, d, b, h and s are applied force, internal pressure, outer and inner diameters, width, thickness and span, respectively.

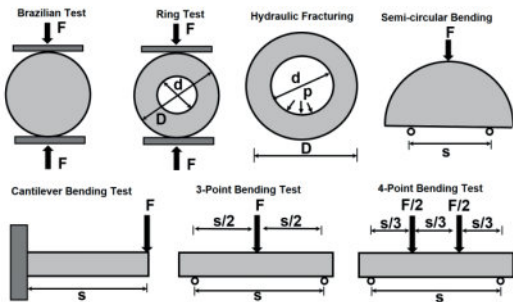


Figure 3. Illustrations of indirect tensile strength testing techniques

The formula for “Ring Tests” is attributed to Hobbs (1964) and the tensile stress obtained from this formula does not converge to the Brazilian test formula when the hole in the specimen completely disappears. Hudson (1969) and Mellor & Hawkes (1971) conducted some experiments and discussed the validity of the so-called theoretical formula.

Although some empirical relations proposed for semi-circular bending test, the following formula can be derived utilizing 3-point bending theory with the consideration of specimen geometry:

$$\sigma_t = 6 \frac{F}{bD} \cdot \frac{s}{D} \text{ or } \sigma_t = \frac{2F}{\pi bD} \cdot \frac{3\pi s}{D} \tag{1}$$

As noted from the equation above, tensile strength obtained is likely to be higher than those obtained from Brazilian tests.

3 EXPERIMENTS

Experiments utilizing Brazilian, semi-circular bending, cantilever bending, and 3-point bending tests were carried out on many soft and medium strength rocks mainly and also paraffin, which is the starting point for constitutive modelling. Experiments have been carried out on various rocks from Turkey and Japan. Experimental results on Chinen sandstone, and Oya tuff from Japan and Ayvalı white tuff and Bazda limestone from Türkiye are only reported herein. Figure 4 shows typical displacement-tensile stress responses for 3-point bending, cantilever bending, semi-circular bending and Brazilian tests. As noted from the figure, highest tensile strength is observed for 3-point bending test while the lowest tensile strength was observed in Brazilian tests. Table 3 compares the average experimental results obtained from 4 different indirect tensile strength testing technique. Although indirect tensile strength results are different, the indirect tensile strength obtained from bending test (cantilever and 3 or 4 point bending) are directly applicable to situations resulting in flexural failure. It is very unlikely to observe pure tensile stress regimes in many rock engineering applications.

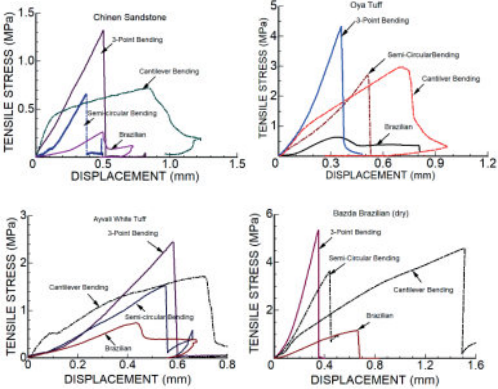


Figure 4. Examples displacement-tensile stress responses of Chinen sandstone, Oya tuff, Ayvalı white tuff and Bazda limestone.

Table 3. Comparison of indirect tensile strength values for several rocks

Rock	BT	SCB	CB	3PB
Oya tuff	1.02	2.29	2.97	3.59
Chinen sandstone	0.23	0.635	1.30	1.17
Ayvalı white tuff	0.74	1.63	1.46	1.77
Bazda limestone	0.957	3.36	4.37	5.49

4 YIELD CRITERIA

There are many yield criteria available in literature, proposed for metals, soils and rocks and they are fundamentally empirical while they obey the rules of constitutive modelling. The well-known yield (failure) criteria in geomechanics are Mohr-Coulomb, Tresca, Drucker-Prager (1952), Hoek-Brown (1980, 1997) and Aydan (1995) (see Aydan et al. 2012, Aydan 2020,2021 for detailed discussions). For two-dimensional case, it is common to use the Mohr-Coulomb yield criterion given by:

$$\tau = c + \sigma_n \tan \phi \quad \text{or} \quad \sigma_1 = \sigma_c + q \sigma_3 \quad (2)$$

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

$$\sigma_t = \frac{2c \cos \phi}{1 + \sin \phi}, \quad \sigma_c = \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi}, \quad \phi = \sin^{-1} \left(\frac{\sigma_c - \sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t} \right)$$

and $q = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}$ (3)

When $q=1$ is, Mohr-Coulomb yield criterion reduces to Tresca criterion used for frictionless cohesive material such as metals or clays and it is given as

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_c \quad (4)$$

where

$$\sigma_c = 2c \quad (5)$$

In Rock Mechanics, one of recent yield criteria is Hoek-Brown's criterion (1980, 1997), which is written as

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sqrt{m \sigma_{ci} \sigma_3 + s \sigma_{ci}^2} \quad (6)$$

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

$$m = \frac{\sigma_{ci}^2 - \sigma_{ti}^2}{\sigma_{ci} \sigma_{ti}} \quad (7)$$

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

$$m = \frac{\sigma_{ci}}{\sigma_{tB}} - \frac{16 \sigma_{tB}}{\sigma_{ci}} \quad (8)$$

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

$$\sigma_t = 0 \quad \text{and} \quad \sigma_c = 0 \quad \text{or} \quad c = 0 \quad (9)$$

It should be also noted that the direct tensile strength should be used if it is available. Nevertheless, tensile strength determined from Brazilian tensile tests could be used instead. Although the value of m would be slightly lower than that to be determined for direct tensile strength data, the error should not be more than 16% for the known range of ratio of uniaxial compression strength to tensile strength of rocks,. Furthermore, one can easily obtain the following relation between m and friction angle ϕ as an alternative procedure, under uniaxial stress condition, that is, $\sigma_3 = 0$ and $\sigma_1 = \sigma_c$,

$$\sin \phi = \frac{m}{m+4} \quad \text{and} \quad m = 2(q-1) \quad (10)$$

Relations given in Eq. (3) may be re-written in the following forms

$$\frac{c}{\sigma_c} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{1 - \sin \phi}{1 + \sin \phi}} \quad \text{or} \quad \frac{\sigma_c}{c} = 2 \sqrt{\frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}} \quad (11)$$

Inserting Eq. (10) into Eq. (11) yields the following

$$\frac{c}{\sigma_c} = \frac{1}{2} \frac{1}{\sqrt{1+m/2}} \quad \text{or} \quad \frac{\sigma_c}{c} = 2 \sqrt{1+m/2} \quad (12)$$

The relations above imply that cohesion and friction would differ if Mohr-Coulomb and Hoek-Brown to yield the same results for an assumed value of the confining pressure. In other words, it is simply meaningless to determine Mohr-Coulomb constants from Hoek-Brown relations and use in computations. However, this type approach is wrongly adopted in practice and this may be due to the originator of Hoek-Brown criterion as the Mohr-Coulomb criterion is commonly used in practice and computational mechanics despite both criteria suffer the corner problem in view of the conventional theory of plasticity (e.g., Owen and Hinton, 1980).

When Aydan (1995) studied the stress state of Earth, there was no yield/failure criterion incorporating the effect of temperature. Therefore, Aydan (1995) proposed a yield function for thermo-plastic yielding of rock as given by

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \left[\sigma_\infty - (\sigma_\infty - \sigma_c) e^{-b_1 \sigma_3} \right] e^{-b_2 T} \quad (13)$$

Where σ_∞ is the ultimate deviatoric strength and T is temperature while coefficients b_1, b_2 are constants determined from experiments. This is the only yield

criterion, which incorporates the effect of temperature besides the confining pressure in Geomechanics. Under the isothermal condition, the last term depending upon temperature may be neglected so that it takes the following form

$$\sigma_1 = \sigma_3 + [\sigma_\infty - (\sigma_\infty - \sigma_c)e^{-b_1\sigma_3}] \quad (14)$$

If this criterion is required to be able to evaluate the tensile strength of rocks, the following relation is obtained for constant b_1

$$b_1 = -\frac{1}{\sigma_t} \ln \left(\frac{\sigma_\infty - \sigma_c}{\sigma_\infty + \sigma_c} \right) \quad (15)$$

Provided that the ultimate deviatoric strength is obtained from experiments, the constant b_1 can be easily obtained from Eq. (15) using also tensile strength and uniaxial compressive strength values. Accordingly, the yield criterion given by Eq. (14) will evaluate the tensile and uniaxial compressive strength precisely.

In practice, there are, very few experiments on rocks for very large values of confining pressures. However, it is well-known some experimental results confirm that Mohr-Coulomb type yield criterion converges to Tresca type yield criterion (e.g., Grigs 1936; Heard 1960; Hirth and Tullis 1994; Mogi 1966, 1967; Ohnaka 1973). Considering this experimental fact, the ultimate deviatoric strength may be assumed to be α times the uniaxial strength as given below

$$\sigma_\infty = \alpha \sigma_c \quad (16)$$

The experiments under very high confining pressure indicated that the ultimate deviatoric strength could be up to 12 times for very strong igneous and silicious rocks (see next section) and this experimental fact is generally associated with brittle-ductile transition of rocks under high confining pressure (e.g., Mogi 1966; Ohnaka 1973). Figure 5 shows an application of Eq. (14) to experiments on Eclogite up to 1.5 GPa reported by Ryabinin et al. (1971). Although more detailed discussions would be given in the next section, Hoek-Brown criterion can not evaluate experimental results from brittle to ductile regime at all and it is entirely an invalid yield criterion.

The least square method (e.g. Hamming 1973) is commonly utilized for fitting chosen functions to experimental results. When such a procedure is utilized, one should take care of incorporating to precisely include the tensile strength of rocks. Therefore, the curve fitting procedure would be known as conditional fitting.

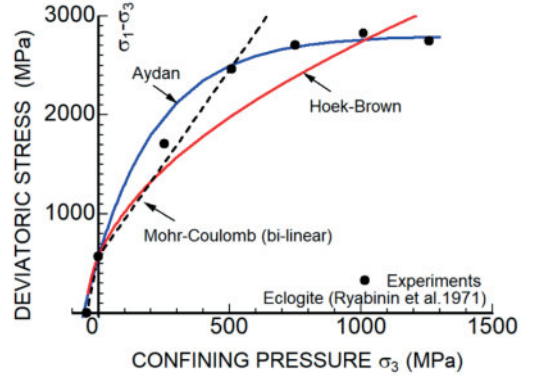


Figure 5. Comparison of various yield criteria with experimental results

5 COMPARISONS AND DISCUSSIONS

In this section, several examples of applications of yield (failure) criteria to actual experimental results involving igneous, metamorphic, and sedimentary rocks are described and compared with each other as well as with experimental results.

5.1 Sedimentary Rocks

A series of uniaxial, triaxial compression and Brazilian tensile tests were carried out on Oya tuff, which is a well-known volcanic sedimentary rock in Japan (Seiki and Aydan, 2003). Figure 6 shows the failure criteria of Mohr-Coulomb, Hoek and Brown and Aydan applied to experimental results. The best fits to experimental results were obtained for Aydan's criterion and Mohr-Coulomb criterion for $\sigma_3 > 0$. However, if yield criterion is required to evaluate both uniaxial compressive strength and tensile strength, the criteria of Hoek-Brown and Mohr-Coulomb cannot evaluate the triaxial strength of rocks.

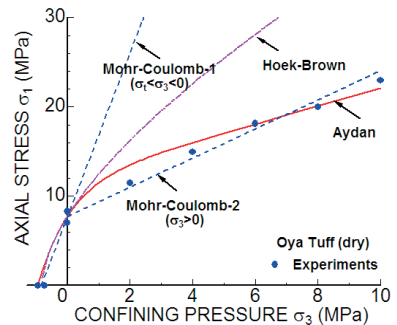


Figure 6. Comparisons of yield criteria for Oya tuff

Next application is concerned with a very weak sandstone from Tono mine in Central Japan (Aydan et al. 2006). Figure 7 shows the fitted failure criteria of Mohr-Coulomb, Hoek and Brown and Aydan applied to experimental results of sandstone of Tono.

As seen from the Figure 7, the best fits to experimental results were obtained for Aydan's criterion and Hoek and Brown criterion. Nevertheless, the criterion of Hoek-Brown deviates from experimental results when the confining pressure is greater than 1 MPa.

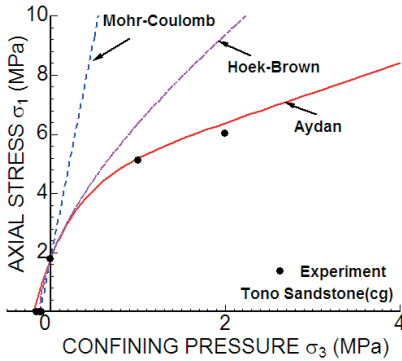


Figure 7. Comparisons of yield criteria for experimental results on Tono sandstone

A series of uniaxial and triaxial compression and Brazilian tests carried out on samples from a limestone formation in which Gökğöl karstic cave in Zonguldak province (Turkey) is located (Aydan et al. 2012). Triaxial compression experiments were carried under confining pressures up to 40 MPa.

Figure 8 shows the experimental results together with several fitted failure criteria of bi-linear Mohr-Coulomb, Hoek-Brown and Aydan. The best fits to experimental results obtained from the applications of bi-linear Mohr-Coulomb criterion and Aydan's criterion. If the Hoek-Brown criterion is required to represent both the tensile strength and uniaxial compression strength, it is well fitted to the lower-bound values. However, the estimated curve by Aydan's criterion can much better represent the bi-linear Mohr-Coulomb criterion as well as all experimental results.

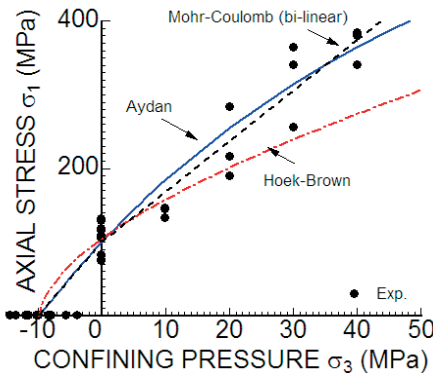


Figure 8. Comparisons of yield criteria for experimental results on limestone.

5.2 Igneous Rocks

Inada granite is a well-known igneous hard rock and its uniaxial compressive strength is generally greater than 100 MPa. Figure 9 shows the fitted failure criteria of Mohr-Coulomb, Hoek and Brown and Aydan applied to experimental results carried out under confining pressures up to 100 MPa. For confining pressures up to 50 MPa, the best fits to experimental results are those of Aydan and Mohr-Coulomb. If the parameters of Hoek-Brown criterion are determined to represent tensile strength and uniaxial compressive strength, the estimated triaxial strengths for high confining pressures are entirely different from experimental results.

Hirth and Tullis (1994) reported the results of triaxial experiments on quartz aggregates under very high confining pressures, which is almost 6 times its uniaxial compressive strength. The best fit to the experimental results is obtained for Aydan's criterion as seen in Figure 9. Up to a confining pressure of 1000 MPa, the estimation by Mohr-Coulomb criterion is better than that by Hoek-Brown criterion. Again, very high discrepancy is observed among the estimations by Hoek-Brown criterion and experimental results.

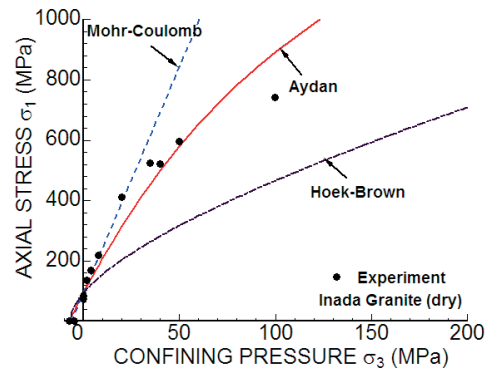


Figure 9. Comparisons of yield criteria for experimental results on Inada Granite

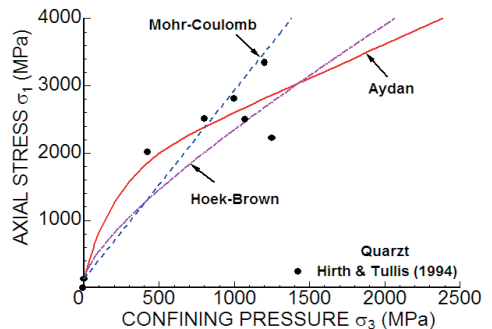


Figure 10. Comparisons of yield criteria for experimental results on quartz

5.3 Metamorphic Rocks

The yield (failure) criterion of metamorphic rocks must consider the anisotropy caused by the orientation of schistosity in relation to the applied principal stresses during experiments. Jaeger and Cook (1979) developed a procedure involving yield conditions for shearing along schistosity plane and shearing through rock based on the Mohr-Coulomb yield (failure) criterion. There are some attempts to express the dependency of yield function to the schistosity orientation by several researchers (Donath 1964; Nasser et al. 2003). When the yield (failure) criterion is evaluated, one should consider the effects of characteristics of rocks as well as the schistosity orientation with respect to applied stresses. Nevertheless, the overall functional form of yield criterion should be similar for a given orientation except the specific values of their parameters.

Nasser et al. (2003) reported extensive experimental results on the failure characteristics of Himalayan schists subjected to confining pressures up to 100 MPa. They also reported the tensile strength characteristics of all rock types. Figure 11 shows the failure criteria of bi-linear Mohr-Coulomb, Hoek-Brown and Aydan applied to experimental results of Himalayan chlorite schist for the orientation angle of 90 degrees. In fitting relations of criteria of Hoek-Brown and Aydan, the failure criteria are required to represent uniaxial compressive strength and tensile strength. We note that experimental results are well represented by bi-linear Mohr-Coulomb criterion. Once again the Hoek-Brown criterion deviates from triaxial compressive experimental results if it is required representing the tensile strength and compressive strength. Aydan's criterion provides a best continuous fit to experimental results as noted from Figure 11.

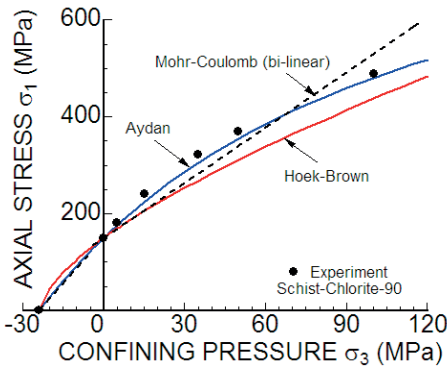


Figure 11. Comparisons of yield criteria for experimental results on chlorite schist

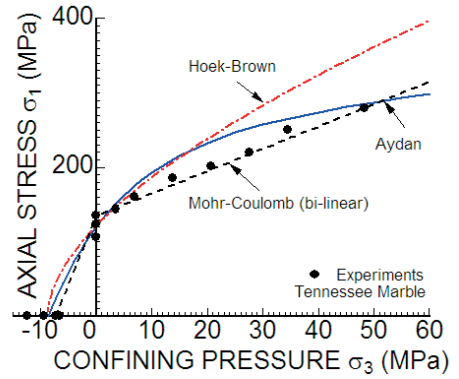


Figure 12. Comparisons of yield criteria for experimental results on Tennessee marble

Waversik and Fairhurst (1970) presented results of triaxial compressive tests on Tennessee marble while Haimson and Fairhurst (1970) reported tensile and uniaxial compressive strength of the same rock. Again, the failure criteria of bi-linear Mohr-Coulomb, Hoek-Brown and Aydan were fitted to a combined set of experiments on Tennessee marble with the requirement of representing its tensile and uniaxial compressive strength as shown in Figure 12. The overall tendency of fitted criteria to experimental results remains the same. Particularly, the requirement of representing both tensile and compressive strength by the criterion of Hoek-Brown result in different values of parameter m as also noted by Betournay et al. (1991). The value of m is roughly equal to the ratio of uniaxial compressive strength to tensile strength, which is known as brittleness index.

The last example is related to the effect of water content on yield criteria. Figures 12 and 13 show the another type yield/failure criterion proposed Aydan et al. (2014b) together with Mohr-Coulomb yield/failure criteria for experiments on Ayvalı white tuff from Cappadocia Region under dry and saturated conditions utilizing only tensile and uniaxial compressive strength results. This example also illustrates that tensile and uniaxial compressive strength values under dry and saturated conditions could be effectively used for determining yield criteria of rocks for engineering applications.

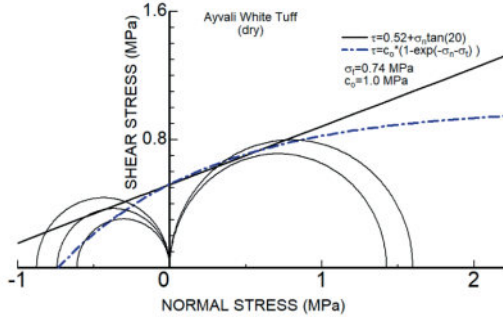


Figure 13. Application of several yield/failure criteria to experiments to Ayvali white tuff for dry condition

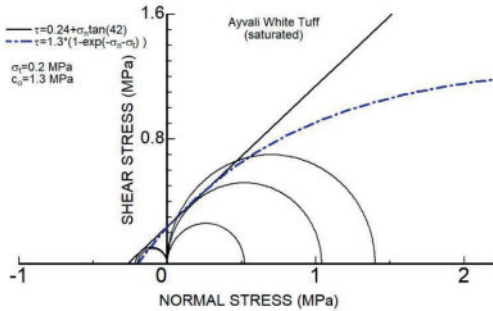


Figure 14. Application of several yield/failure criteria to experiments to Ayvali white tuff for saturated condition

There is no yield criterion considering the effect of water content specifically in its formulation. One of the techniques would be incorporating the utilization of water-content dependent constants .are shown in Figure 13 and 14 for Ayvali white tuff. Another approach would be the convolution of yield criterion (f) with the water content influence (saturation) function ($g(\theta)$) as given below

$$f^* = f \cdot g(\theta) \quad (17)$$

Such a procedure was proposed by the author and his research group (Aydan and Ulusay 2003, 2013; Aydan et al. 2014b; Aydan 2003, 2016) and if this approach is adopted, the water content influence function is expressed in terms of saturation (θ) the following form:

$$g(\theta) = \frac{\theta}{\theta + \beta(100 - \theta)} \quad (18).$$

Where β is a constant determined from experiments.

6 CONCLUSIONS

From the presented materials and comparisons, one may draw the following conclusions:

- Indirect tensile strength values differ from each other despite the materials and their microscopic structures remain almost the same. Particularly the tensile strength obtained from bending tests are larger than those determined from Brazilian tests, which yield almost 1.1 times the direct tensile strength. However, it must be noticed pure tensile stress regime in rock engineering structures are quite rare while layered rock or blocky rock mass may be subjected to bending stresses. Probably, flexural strength of rocks to be obtained from experiments of beams subjected to bending could be more relevant. Based on this concept, Tokashiki and Aydan (2010) proposed some empirical relations to obtain tensile strength of rock mass from the failed cliff examples in Ryukyu Archipelago.
- If a bi-linear Mohr-Coulomb yield (failure) function is utilized, it can reasonably well represent the whole experimental results. Nevertheless, if the applied confining pressure exceeds the uniaxial compressive strength of rocks, it may cause some difficulties to represent the whole range of experimental data.
- All yield/failure criteria must be able to represent experimental data from tensile regime to triaxial compressive regime. When this requirement is applied to Hoek-Brown criterion, the estimations can be quite different from experimental results and the Hoek-Brown criterion generally fails to represent the whole range of experimental results. Furthermore, parameter m of Hoek-Brown Criterion is purely a function of the uniaxial compressive and tensile strength contrary to the common belief. The comparisons presented in this paper may put the applicability of commonly used Hoek-Brown criterion in geo-engineering into question as the best yield or failure criterion so far, which may require further serious discussions on this topic.
- Aydan's criterion performed much better than the Hoek-Brown criterion when it is required to represent the whole range of experimental results. Aydan's criterion provides a best continuous fit to experimental results and bi-linear Mohr-Coulomb criterion under very high confining pressure. Furthermore, it is applicable to both brittle and ductile regimes.
- Temperature and water content greatly affect the strength of rocks. While Aydan's criterion can evaluate the effect of temperature, there is no procedure to evaluate the effect of triaxial strength of rocks under both tensile and compressive regimes due to water content

variation. One of the simplest procedures might be the introduction of an influence function incorporating the water content. The other concept could be to select the water content dependent constants of the yield criterion. Such an example of applications is given in this study and it is found that the procedure was appropriate.

REFERENCES

- Aydan, Ö. 1995. The stress state of the earth and the earth's crust due to the gravitational pull. *The 35th US Rock Mechanics Symposium*, Lake Tahoe, 237-243.
- Aydan, Ö. 2003: The moisture migration characteristics of clay-bearing geo-materials and the variations of their physical and mechanical properties with water content. 2nd Asian Conference on Saturated Soils, *UNSAT-ASIA 2003*, 383-388.
- Aydan, Ö. 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. 2016. *Time-dependency in Rock Mechanics and Rock Engineering*, CRC Press – Taylor and Francis Group., ISRM Book Series, No. 2, 246p.
- Aydan, Ö. 2020. *Rock Mechanics and Rock Engineering: Fundamentals*. Vol. 1.: CRC Press, Taylor and Francis Group, 406p.
- Aydan, Ö. 2021. *Continuum and Computational Mechanics for Geomechanical Engineers*. ISRM Book Series, No.7, CRC Press, Taylor and Francis Group, 324p.
- Aydan, Ö. and Ulusay, R. 2003. Geotechnical and geo-environmental characteristics of man-made underground structures in Cappadocia, Turkey. *Engineering Geology*, Vol. 69, 245-272.
- Aydan, Ö. and Ulusay, R. 2013. Geomechanical evaluation of Derinkuyu Antique Underground City and its implications in geoenvironmental. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 46(4), 731-754.
- Aydan, Ö., Shimizu, Y. and Kawamoto, T. 1996. The anisotropy of surface morphology and shear strength characteristics of rock discontinuities and its evaluation. *ARMS'96*, Montreal, 1391-1398.
- Aydan, Ö., Daido, M., Tano, H., Nakama, S. and Matsui, H. 2006. The failure mechanism of around horizontal boreholes excavated in sedimentary rock. *50th US Rock Mech. Symp.*, Paper No. 06-130.
- Aydan, Ö., Tokashiki, N. and Genç, M., 2012. Some considerations on yield (failure) criteria in rock mechanics. *Proceedings of ARMA 12-640, 46th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium* (on CD).
- Aydan Ö, Sato A, Yagi M, 2014a. The inference of geo-mechanical properties of soft rocks and their degradation from needle penetration tests. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 47, Issue 5, pp 1867-1890.
- Aydan, Ö., Ulusay, R. and Tokashiki, N., 2014b, A new Rock Mass Quality Rating System: Rock Mass Quality Rating (RMQR) and its application to the estimation of geomechanical characteristics of rock masses, *Rock Mech. and Rock Eng.*, 47:1255-1276.
- Aydan, Ö., Ito, T., Tokashiki, N., and, Kodate, S. 2019. Shock Tests and Some considerations. *Proceedings of ISRM 14th Int. Congress of Rock Mechanics – Foz do Iguaçu, Brazil*, 1085-1092.
- Betournay, M.C., Gorski, B., Labrie, D., Jackson, R. and Gyenge, M. 1991. New considerations in the determining of Hoek and Brown material constants. *Proc. 7th Int. Cong. on Rock Mechanics*, Aachen, 1, 195-200.
- Donath, F. A. 1964. Strength variation and deformational behavior in anisotropic rock, in W. R. Judd, ed., *State of Stress in the Earth's Crust*. New York: Elsevier, 281-297.
- Drucker, D. C. and Prager, W. 1952. Soil mechanics and plastic analysis for limit design. *Quarterly of Applied Mathematics*, 10:2, 157-165.
- Griggs, D., Deformation of rocks under high confining pressures, *J. Geo Z.*, 44, 541-577, 1936.
- Haimson, B.C. and C. Fairhurst. 1970. Some bit penetration characteristics in pink Tennessee marble. *Proc. 12th US Rock Mechanics Symp*, 547-559.
- Hamming, R.W., 1973. *Numerical Methods for Scientists and Engineers*. Int. Student edition, McGraw Hill, New York.
- Heard, H. C., 1960. Transition from brittle to. Ductile flow in Solenhofen limestone as a function of temperature, confining pressure, and interstitial fluid pressure, *Geol. Soc. Am. Mem.*, 79, 193-226.
- Hirth, G. and Tullis, J. 1994. The brittle-plastic transition in experimentally deformed quartz aggregates. *J. Geophysical Res.*, 99, 11731-11747.
- Hoek, E. and Brown, E.T.. 1980. Empirical strength criterion for rock masses. *J. Geotech. Engng. Div., ASCE*, 106(GT9), 1013-1035.
- Hoek, E. and Brown, E.T.. 1997. Practical estimates of rock mass strength. *Int J. Rock Mech. And Min. Sci.*, 34:8, 1165-1186.
- Hudson, J.A. 1969. Tensile strength and the ring tests. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* Vol. 6, pp. 91-97.
- Jaeger J.C. and Cook, N.G.W.. 1979. *Fundamentals of rock mechanics*. 3rd ed. London: Chapman & Hall.
- Mellor, M., and Hawkes, I. 1971. Measurement of tensile strength by diametral compression of discs and annuli. *Eng. Geol.*, 5, 173-225.
- Mogi, K. 1967. Effect of the intermediate principal stress on rock failure. *J. Geophys. Res.*, 72(20), 5117-5131.
- Mogi, K. 1966. Pressure dependency of rock strength and transition from brittle fracture to ductile flow. *Bulletin of the Earthquake Research Institute*, 44, 215-232.
- Nasseri B.M.H., Rao, K.S. and Ramamurthy, T. 2003. Anisotropic strength and deformational behaviour of Himalayan Schists. *Int. Rock Mech. & Min. Sci.* 40:1, 3-23.
- Ohnaka, M. 1973. The quantitative effect of hydrostatic confining pressure on the compressive strength of crystalline rocks. *J. Phys. Earth*, 21, pp.125-140.
- Owen, D.R.J. and Hinton, E.. 1980. *Finite Element in Plasticity: Theory and Practice*, Pineridge Press Ltd, Swansea..
- Ryabinin, Yu. N., Beresnev, B. I., Martinov, E. D. 1971. Mechanical properties and processes in solids under high

- pressure. *Journal of Geophysical Research*, 76(5), 1370-1375
- Seiki, T. and Aydan, Ö. 2003. Deterioration of Oya tuff and its mechanical property change as building stone. *International Symposium on Industrial Minerals and Building Stones*, Istanbul, 329-336.
- Tokashiki, N. and Aydan, Ö. 2010. The stability assessment of overhanging Ryukyu limestone cliffs with an emphasis on the evaluation of tensile strength of Rock Mass. *Journal of Geotechnical Engineering, JSCE*, 66:2, 397-406.
- Vutukuri, V.S., Lama, R.D. and Saluja, S.S. 1974. *Handbook on Mechanical Properties of Rocks*, Volume I., Trans Tech Publications, Clausthal, Germany, 280p
- Waversik, W.R and Fairhurst, C.. 1970. A study of brittle rock fracture in laboratory compression experiments. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 7, 561-575.

Kars-Kağızman kaya tuz örneklerinin uzun süreli sünme davranışı

Long-term creep behavior of Kars-Kağızman rock salt samples

İ. Özkan & M. Altun

Konya Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Konya

Z. Kızıltaş

Hane Proje İnşaat Sanayi ve Ticaret AŞ, Ünlendi Baraj Projesi, Ünlendi Köyü, Tuzluca, Iğdır

ÖZET: Kaya tuzu kristal yapısından dolayı farklı bir mekanik davranışa sahiptir. Kaya tuzu üzerindeki mekanik çalışmalar, kısa ve uzun dönemli deneysel çalışmalar olarak gerçekleştirilmektedir. Kars-Kağızman kaya tuzunun uzun dönemli tek eksenli sünme (creep) davranışını belirlemek üzere bir seri deneysel kaya mekaniği çalışması gerçekleştirilmiştir. Deneysel çalışmanın ilk aşamasında tek eksenli basma dayanımı (UCS) üzerinde boyut etkisi araştırılmıştır. Boyut etkisinin $H/D \geq 2$ koşulunda görülmediği ve $UCS=20$ MPa olduğu tespit edilmiştir. Uzun dönemli sünme deneyleri için $H/D=2$ koşulunda karot örnekleri ($D=93$ mm) hazırlanmıştır. Sünme deneylerinde sabit yük değerleri, boyut etkisinin görülmediği UCS (20 MPa)'nın %47, %59, %71, %82, %94, %97'ine karşılık gelen sırası ile 64kN, 80kN, 96kN, 112kN, 128kN, 132 kN alınmıştır. Sünme deneylerinde düşey ve yatay yöndeki deformasyonlar, 0.01 mm ölçüm hassasiyetine sahip komparator saatleri ile üç yıl boyunca ölçülmüştür. Normal oda sıcaklığı ve farklı sabit yükleme koşulları altında, zamana bağlı düşey ve yatay birim deformasyon davranışları belirlenmiş ve matematiksel bir model ile ifade edilmiştir.

ABSTRACT: Rock salt has a different mechanical behavior due to its crystal structure. Mechanical studies on rock salt are carried out as short-term and long-term experimental studies. A series of experimental rock mechanics studies were carried out to determine the long-term uniaxial creep behavior of Kars-Kağızman rock salt. In the first stage of the experimental study, the effect of size on the uniaxial compressive strength (UCS) was investigated. It was determined that the size effect was not seen in the $H/D \geq 2$ condition and $UCS=20$ MPa. For long-term creep tests, core samples ($D=93$ mm) were prepared in $H/D=2$ condition. In the creep tests, the constant load values corresponding to 47%, 59%, 71%, 82%, 94%, and 97% of the UCS (20 MPa) without the size effect, respectively 64kN, 80kN, 96kN, 112kN, 128kN, 132kN were taken. In the creep tests, the vertical and horizontal deformations were measured for three years with dial gauges with a measurement accuracy of 0.01 mm. Under normal room temperature and different constant loading conditions, time dependent vertical and horizontal unit deformations were determined and expressed with a mathematical model.

1 GİRİŞ

Tuz doğada su içerisinde çözünmüş halde denizlerde, tuzlu göllerde, tuzlu su kaynaklarında, katı olarak ise kaya tuzu şeklinde bulunmaktadır. Kaya tuzları bileşimlerine giren materyallerin oranına bağlı olarak büyük değişiklikler gösterirler. Doğada nadiren beyaz veya şeffaf olarak bulunabilen kaya tuzu, bileşimine giren kil ile gri, koyu gri ve siyah renk alabilmektedir. Yüksek basınç altında plastik özellik gösteren kaya tuzu, su içinde 25°C 'de yaklaşık 360 gr/lt gibi yüksek çözünme özelliğine sahiptir. Erime noktası 800°C , kaynama noktası ise 1412°C 'dir. Kaya tuzunun sertliği 2-2.5, özgül ağırlığı 2.1-2.55 gr/cm³ arasında değişmektedir. Genel olarak üretildiğinde rengi gri, sarı, kırmızı hatta mavi ve yeşil olabilirken saf haldeyken renksiz ve saydamdır.

Genel anlamda evaporitler, tabii suların, özellikle deniz sularının buharlaşmasından sonra geride kalan çökellerdir. Kaya tuzunun yanında jips, anhidrit, potasyum nitrat, sodyum sülfat, boraks gibi tuz yatakları evaporitler olarak ifade edilmektedir. Kalsiyum karbonat, kalsiyum sülfat, sodyum ve potasyum kloridler, sodyum ve potasyumun diğer bileşenleri ve son aşamada magnezyum bileşenleri sırasıyla çökeltmektedir (Üşenmez 1985). Takip eden süreçte, ısı tesiri neticesinde veya sadece içerik değişmesi sonucunda lagün sedimentleri oluşmaktadır (Baykal 1977).

Kaya tuzu, potas tuzu, trona gibi evaporitik tuz yataklarında gerçekleştirilen madencilik çalışmalarında ve hazırlanan büyük boyutlu yer altı açıklıklarında duraylılık düzeyi genel olarak

yüksektir. Bundan dolayı bu açıklıklarda hidrokarbonlar, radyoaktif maddeler, kimyasal maddeler ve basınçlı havanın yeraltı depolamasında yararlanılmaktadır (Jeremic 1994). Tuz üretimi buharlaştırma, çözelti madenciligi ve klasik madencilik (oda-topuk) yöntemleri ile yapılmaktadır.

Kaya tuzu, tuzlu suların buharlaşması sonucu oluşmuş evaporitik bir kayadır (Dreyer 1972). Dünya’da doğal jeolojik katı tuz yatakları arasında en yaygın ana kaya tuzu bileşeni halittir (NaCl) (Hunsche & Schulze 1994). Kaya tuzunun bünyesinde bulunan başlıca diğer mineraller kalsit, dolomit, jips, anhidrit olarak sıralanabilir. Çoğu kaya tuzu oluşumları %90 ila %99 konsantrasyonlarında halit (NaCl) içermektedir. Tuz domlarının daha yüksek konsantrasyonlarda halit içerdiği gözlemlenmiştir (Lorenz vd. 1981).

1.1 Kaya tuzunun mekanik özellikleri

ISRM (2007) ve ASTM (1986) tarafından önerilen saha ve laboratuvar deneyleri ile belirlenebilen kaya tuzunun mekanik özellikleri; tek eksenli basınç dayanımı (σ_c), çekme dayanımı (σ_t), en büyük ve en küçük asal gerilme değerleri (σ_1 ve σ_3), kohezyon (c), içsel sürtünme açısı (ϕ), Mohr zarfı, elastisite modülü (E), Poisson oranı (ν) olarak sıralanabilir. Bu parametreler haricinde kaya tuzunun önemli bir diğer malzeme özelliğinin sünme (creep) davranışı olduğu bilinmektedir (Langer 1986, Özkan vd. 2006).

Kaya tuzunun sahip olduğu farklı yapısal özelliklerinden dolayı, deney örneklerinin hazırlanmasında boyut etkisi oldukça önem arz etmektedir.

Tek eksenli basma dayanımı (UCS) deneyi, araştırmacılar tarafından sağlam kaya malzemeleri üzerinde yaygın olarak kullanılan bir deneydir. ISRM (2007) ve ASTM (1986) tarafından yapılan öneride boy/çap (H/D) oranları sırası ile, 2.5-3 ve 2-2.5 arasındadır. Aynı zamanda kaya örneğinin çapı (D) ile ortalama tane çapı (d) arasındaki oranın $(D/d) \geq 10$ olması önerilmektedir. Bununla birlikte, UCS laboratuvar deneylerinde en çok kullanılan örnek çapının NX (D=54mm) olduğu dikkate alınırsa, kristal yapısına sahip kaya tuzu için ölçek etkisinin araştırılması zorunlu olmaktadır.

Kaya tuzu üzerinde gerçekleştirilen laboratuvar deneylerinden elde edilen tek eksenli basınç dayanımı değerleri genelde 10-40 MPa arasında değişmektedir. Çekme dayanımları ise genelde 1.5 MPa’dan daha küçüktür. Elastik modül değerleri 12-32 GPa ve Poisson oranları ise 0.16-0.42

aralığında değişmektedir (Fuenkajorn 2005). Kaya tuzu birimlerinde çekme dayanım değerleri nispeten düşük olduğu için yer altı açıklıkları çevresinde oluşacak yenilme bölgelerinin önlenmesinin veya sınırlandırılmasının yerinde olacağı Langer (1986) tarafından vurgulanmıştır.

1.2 Kaya tuzunun sünme (creep) davranışı

Sahip olduğu farklı yapısal özellikleri nedeni ile özel bir kaya malzeme niteliğini taşıyan kaya tuzunda sünme davranışının mekanizması tam olarak anlaşılamamıştır (Jeremic 1994). Kaya tuzunun sünme davranış özelliklerinin karmaşıklığı, uzun dönemli zamana bağlı gerçekleştirilen sünme deneyleri ile gözlenmektedir. Bu özellikler maden tasarımı ve arazi kontrolünde çok büyük öneme sahiptir.

Kaya tuzu alanında yapılan son araştırmalar ağırlıklı olarak sünme davranışının belirlenmesi ve modellenmesi üzerine odaklanmıştır. Araştırmaların mühendislik uygulamalarında özellikle nükleer atık deposu, madencilik, hidrokarbonların depolanması ve kaya tuzundaki petrol kuyularının sünme davranışının belirlenmesi ve tasarımları üzerinde yoğunlaştığı görülmektedir. Günümüzde kaya tuzu mekaniği, mekanik biliminin özel bir dalı olmuştur (Yang 2000).

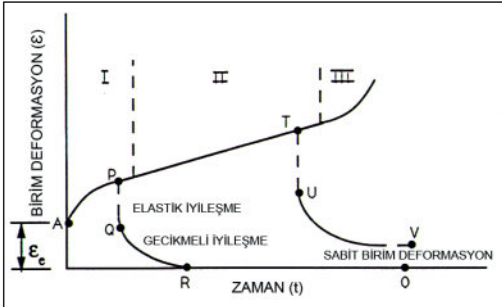
Yeraltında kaya tuzunda açılacak bir boşluğun kısa ve uzun dönemde davranışının tahminine yönelik analizlerde, Hunsche & Hampel (1999)’e göre; açıklığın zamana bağlı konverjansı, kuvvet değişimleri, sıcaklık değişimleri, hacimsel genleşme (dilatancy) ve iyileşme (healing), yenilme (failure) ve sünme (creep) gelişimi ve geçirgenliğin değişimi araştırılmalıdır (Özkan & Düzyol 2004). Sünme deformasyonu süresizliklerin kapanmasıyla sonuçlanabilir. Bu nedenle yerinde ve laboratuvar deneylerinde, yeraltı boşluklarındaki güvenlik analizleri genelde sünme deformasyonunun araştırılması ve açıklanması üzerinde yoğunlaşmıştır (Cristescu & Hunsche 1998).

Kaya malzemelerinin sabit bir yük altında zamana bağlı göstermiş oldukları deformasyon davranışı, sünme olarak tanımlanmaktadır (Langer 1986). Şekil 1’de gösterildiği gibi zamana bağlı sünme davranışı başlıca üç aşamada incelenmektedir (Yüzer & Vardar 1986, Hunsche & Schulze 1994, Wittke 1996, Menzel & Minkley 1999).

- Madde üzerine sabit bir yük uygulandığında ani bir elastik birim deformasyon (ϵ_e) meydana gelmektedir.

- ii. Birincil aşamada (I) bir denge içinde birim deformasyon sertleşmesi (Strain hardening) ve yumuşaması (Strain softening) birlikte gelişmektedir. Ancak ağırlıklı olarak birim deformasyon sertleşmesi ile genelde bu aşamada sünme hızı azalmakta ve sünme hızının sabit bir değere yaklaşmasıyla bu aşama sonlanmaktadır (Menzel & Minkley 1999).
- iii. İkinci aşamada (II) birim deformasyon sertleşme ve yumuşama davranışı dinamik olarak denge halindedir. Bu durum, t-ε grafiğinde (Şek. 1) doğrusal bir davranış ile kendini göstermektedir. Menzel & Minkley (1999), sabit gerilme altında gelişen sünme hızının bu aşamada sabit bir değere ulaştığını vurgulamıştır.
- iv. Üçüncül sünme aşamasında (III) kaya tuzu, yenilme öncesi deformasyon durumuna ulaşmaktadır (Yüzer & Vardar 1986). Bu aşama, Langer (1986) tarafından kaya tuzunun uzun süreli dayanımının aşılması ve duraysız çatlak ilerlemesinin başlangıcı olarak tanımlanmıştır. Üçüncül aşamanın devamında sabit gerilme etkisindeki kaya tuzunda sünme hızı ciddi oranlarda artarak yenilmeyi sağlamaktadır (Yüzer & Vardar 1986).

Jeremic (1994) tarafından yapılan laboratuvar çalışmaları, iki önemli bulguyu ortaya koymuştur. Şekil 1'de görüldüğü üzere birincil aşamada P noktasında uygulanan gerilmenin kaldırılması durumunda birim deformasyonun PQR yolunu izlediği ve malzeme üzerindeki birim deformasyonun sıfır olduğu anlaşılmıştır. Burada PQ aralığı elastik birim deformasyona eşittir. Kaya tuzu üzerindeki sabit gerilmenin ikinci sünme aşamasındaki T noktasında kaldırılması durumunda zamana bağlı birim deformasyonun TUV yolunu izlediği ve sonuç olarak kaya tuzu üzerinde bir miktar birim deformasyonun kaldığı görülmüştür. Bir başka ifade ile örnek, orijinal boyutlarından farklı kalıcı şekle sahip olmaktadır.



Şekil 1. Zamana bağlı sünme davranışı (Jeremic 1994).

Kaya tuzunun sünme davranışı; uzun dönemli mekanik özelliklere, kil ve benzeri mineral içeriğine, sıcaklığın etkisine, yerinde tabaka düzlemlerine, geçirgenlik ve çatlak yapısına bağlı olarak değişkenlikler göstermektedir (Özşen 2009).

Çizelge 1. Sünme davranışına ait önerilen bazı eşitlikler (Özşen 2009'dan düzenlenerek).

Sıra	Sünme Eşitliği
[1]	$\epsilon = B \log t$
[2]	$\epsilon = A + B \log t + Ct$
[3]	$\epsilon = Bt^n$
[4]	$\epsilon = C \exp(-Q_{eff}/RT) \sin(B\sigma)$
[5]	$\epsilon = A \exp(Q_{eff}/RT) \sigma^n$
[6]	$\epsilon = 1,3 \times 10^{-37} T^{-9.5} \sigma^{3.0} t^{0.3}$
[7]	$\epsilon = A \exp(-Q/RT) \sigma^N$
[8]	$\epsilon = \epsilon_t [1 - e^{-n}] + \epsilon_s t$
[9]	$\epsilon = A \sigma^n \exp(-Q/RT)$
[10]	$\epsilon = C \exp(-Q_{eff}/RT) \sinh(B\sigma)$
[11]	$\epsilon = 7.610^{-4} \exp(-15.9 / RT10^{-3}) \sigma^{4.5}$
[12]	$\epsilon_t = nD \int_{-\infty}^t (t-T)^m \sigma T^{(n-1)} (d\sigma/dT) dT$
[13]	$\epsilon_{ss} = B \sigma^f \exp(-Q/RT)$
[14]	$\epsilon = \exp(-Q_c/RT)$
[15]	$\epsilon = \epsilon_t [1 - \exp(-rt)] + \epsilon_s t$
[16]	$\epsilon = k_T (1 - W(t)/H(\sigma)) [(dF/d\sigma)(d\sigma/d\sigma) + (dF/dt)(dt/dt)]$
[17]	$\epsilon_c = (\epsilon/b)(\sigma/\sigma_c)^b, \epsilon = [B \exp(-np)] + [A \exp(-(t_0-t)/\beta)]$
[18]	$\epsilon_{SSn} = C \exp(-n_{off} p) q^m$
[19]	$\epsilon = \eta(T) (\sigma^{eq})^n (d\sigma^{eq}/d\sigma)$
[20]	$\epsilon = 10^{-6} (\sigma^{\beta-1}/K^{\beta}) [d/dt \int_{-\infty}^t d\sigma/dt (t-\beta)^{\alpha} dt]$
[21]	$\epsilon^{cr} = d[(q-\delta(p-p_0))/k]^N \gamma^{(cr-N/M)}$
[22]	$\epsilon_d = A [1 - \exp(-t/86400)] [1 + ((\sigma_1 - \sigma_3)/B)^C] + \epsilon_c$
[23]	$\epsilon_{ss} = (a - a_0 + \beta/F) \Delta T + \epsilon t$
[24]	$\epsilon_d = A(\sigma/\sigma_c) [1 - \exp(-t/B)] [C + \exp(-Q/RT)] + [1/(t_{max} - t)]$
[25]	$\epsilon = (\sigma_a/E) + [(\sigma_a - \sigma_y)/H] [1 - \exp(-tH/C_p)]$
[26]	$\epsilon = \epsilon_0 + A[1 - \exp(-t/\tau_1)] + C[\exp(t/\tau_2) - 1]$

Sıra	Geliştiren Araştırmacı	Sıra	Geliştiren Araştırmacı
[1]	Philips 1905	[14]	Eekelen vd. 1981
[2]	Weaver 1936	[15]	Kelsall & Nelson 1983
[3]	Cottrell 1952	[16]	Jin & Cristescu 1998
[4]	Weertman 1957	[17]	Leite vd. 1998
[5]	Weertman 1957	[18]	Yang vd. 1999
[6]	Lomenick 1968	[19]	Cosenza & Ghoreychi 1999
[7]	Wallner vd. 1979	[20]	Berest vd. 1999
[8]	Hansen & Carter 1980	[21]	Grgic vd. 2003
[9]	Hansen & Carter 1980	[22]	Özkan & Düzyol 2004
[10]	Carter 1981	[23]	Ma & Daemen 2006
[11]	Carter 1981	[24]	Özşen vd. 2014
[12]	Horseman & Passaris 1981	[25]	Aydan vd. 2016
[13]	Senseny 1981	[26]	Aydan 2016

2 KARS KAĞIZMAN MADEN İŞLETMESİ

Ülkemizde Çankırı, Nevşehir, Yozgat, Erzurum, Çukurova, Kars-Kağızman bölgelerinde tersiyer dönemi kalın doğal tuz çökelleri oluşmuştur. Kars-Kağızman bölgesinde kaya tuzu tabakalı bir yataklanma göstermekle birlikte topoğrafyadan 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 x W1 x W2) 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 ETKİSİNİ BELİRLEMeye YÖNELİK DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Kars-Kağızman kaya tuz madeninden nakledilen kaya tuz bloklarından 45 adet silindirik karot örneği hazırlanmıştır. Hazırlanan karot örneklerinde üç farklı çap (D) değeri dikkate alınmıştır. Bu çap değerleri sırasıyla 42 mm, 54 mm ve 93 mm olmuştur. Her bir çap (D) değeri için farklı boylarda (H) örnekler hazırlanmıştır (Çizelge 2). Laboratuvarda bloklardan karot örneklerin alınmasında suyun yarattığı erime sorunu mazot kullanılarak aşılmıştır.

Çizelge 2'de belirtilen örnekler, 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 (ISRM 2007). Deneylerden elde edilen sonuçlar Çizelge 3 ve Şekil 2'de sunulmuştur.

Şekil 2'de verilen grafik üzerinde yapılan değerlendirmeye göre, H/D oranının küçük olması durumunda örneklerin UCS değerlerinin yüksek olduğu görülmektedir. Bu durum için örneklerin daha çok ezilmeye maruz kaldıkları ifade edilebilir. Ancak UCS değerlerinin sabitlendiği H/D ≥ 2 ve D ≥ 54 mm durumunda yenilme dayanımlarının boyut etkisinden kurtulduğu belirlenmiştir.

Laboratuvarдан elde edilen veriler üzerinde yapılan istatistiksel analizler ile Eşitlik 1'de sunulan matematiksel model belirlenmiştir. Analizlerde SPSS (2016) istatistiksel program kullanılmıştır. Modelde verilen C₁, C₂ ve C₃ istatistiksel katsayılar ve modelin başarısı Çizelge 4'de sunulmuştur. D=93 ve D=54 koşullarında istatistiksel başarı R² değerleri oldukça yüksek

çıkmiştir. Eşitliğin ikinci aşamasında verilen [C₂ (H/D)^{C₃}] ifadesi, H/D oranının 2'den büyük olması durumunda daima sıfıra yaklaşmaktadır. Eşitlik 1'de verilen C₁ aslında matematiksel olarak ölçek etkisinden bağımsız UCS değeri olarak düşünülebilir.

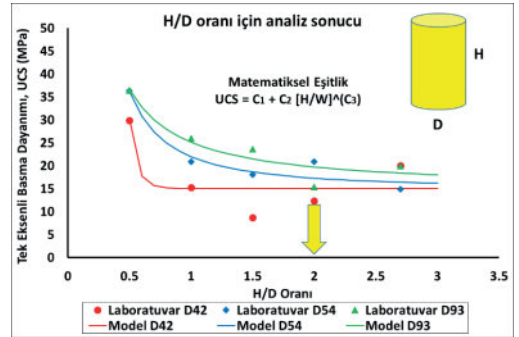
$$UCS = C_1 + C_2 (H/D)^{C_3} \quad (1)$$

Çizelge 2. Farklı çaplarda hazırlanan örnek boyut ve adetleri.

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

Çizelge 3. Farklı çap (D) ve H/D oranlarında hazırlanan karot örneklerine ait UCS deney sonuçları (Özkan & Kızıltaş 2018, Kızıltaş 2019).

H/D	D = 42 mm UCS (MPa)	D = 54 mm UCS (MPa)	D = 93 mm 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 2. H/D oranları ile UCS dayanımları arasında belirlenen istatistiksel ilişki (Özkan & Kızıltaş 2018, Kızıltaş 2019).

Çizelge 4. Eşitlik 1'de verilen modele ait istatistiksel katsayılar.

D (mm)	C ₁	C ₂	C ₃	R ²
42	15	0.024	-9.304	0.73
54	15	6.993	-1.597	0.94
93	15	10.158	-1.095	0.90

4 DÜŞEY GERİLME ALTINDA SÜNME DAVRANIŞININ BELİRLENMESİ

4.1. Örneklerin hazırlanması

Kars-Kağızman kaya tuzu üzerinde gerçekleştirilen deneysel çalışmalar ile H/D ≥ 2 koşulunda boyut etkisinin söz konusu olmayacağı belirlenmiştir. Bu

koşulu sağlayan örnekler üzerinde sabit düşey gerilme (σ) altında sünme (creep) deneylerinin yapılması planlanmıştır. Bu amaç doğrultusunda kaya tuz bloklarından hazırlanan 30 adet silindirik karot örneğinden 6 adeti sünme deneyleri için seçilmiştir (Şek. 3, Çizelge 5). Seçilen örneklerin H/D oranları 2-2.1 arasında değişmektedir.



Şekil 3. H/D=2 ve D=93 mm koşulunda hazırlanan örnekler.

Çizelge 5. Sünme deneyleri için hazırlanan örnek boyutları.

Örnek No	İstenen H/D	D (mm)	H (mm)	H/D
K-64-1	≥ 2.0	93.96	197.33	2.10
K-80-1	≥ 2.0	93.96	195.84	2.08
K-96-1	≥ 2.0	93.00	186.00	2.00
K-112-1	≥ 2.0	93.74	196.74	2.10
K-128-2	≥ 2.0	93.92	195.70	2.08
K-132-1	≥ 2.0	93.90	193.35	2.06

4.2. Sünme deney düzeneği ve ölçüm sistemi

Uzun dönemde sabit yükleme yapabilen 6 adet hidrolik pres 2006 yılında bir doktora tez çalışması çerçevesinde geliştirilmiş ve imal ettirilmiştir (Özşen 2009). Hidrolik preslerde çap (D) değeri 100 mm, boy (H) değeri 200 mm olan örnekler sünme deneyine tabi tutulabilmektedir. En büyük sabit yükleme kapasiteleri 45 ton olup her bir örnek için istenilen sabit yük değeri birlikte çalışan azot gazı ve hidrolik yağ sistemi ile ayarlanabilmektedir. Başlıklar arası mesafe 550 mm, başlık çapları 200 mm'dir. Deney düzeneğinde birbirini dengeleyebilen hidrolik yağ tankı ve azot gazı tüpünden oluşan bir sistem mevcuttur (Şek. 4).

İlk aşamada, planlanan sabit basınç değerini ayarlamak için deney düzeneğindeki azot tüpündeki basınç değeri, laboratuvarında bulunan büyük bir azot gazı tüpü ile ayarlanmaktadır. İkinci aşamada deney düzeneğindeki dengede olan azot gazı, hidrolik sistem vasıtasıyla geriye itilmektedir. Üçüncü aşamada iki başlık arasına örnek koyulmakta ve üst başlık bir mil yardımıyla örneğin üst yüzeyine oturtulmaktadır. Dördüncü aşamada hidrolik yağ devreden çıkarılarak azot gaz sistemi devreye sokulmaktadır. Böylece örnek üzerinde istenilen sabit basınç yaratılmış olmaktadır. Ayrıca sünme laboratuvarında bir adet nem ve sıcaklık ölçer ile klima bulunmaktadır.

Sabit yük altında örnek üzerinde zamana bağlı oluşacak düşey ve yatay deformasyonlar, 0.01 mm hassasiyetinde ölçüm yapabilen iki adet yatay ve bir adet düşey komparatör saati ile ölçülebilmektedir. Ölçümler ilk gün 10 dakika, takip eden haftada 1 saat, 1 ayda günde en az 4 ölçüm, 3 aylık aşamada günde bir kez ve sonrasında haftada bir kez olmak üzere ölçümler alınmıştır.



Şekil 4. Sünme deney düzeneği ve test edilen tipik bir örnek.

4.3. Sünme deney sonuçları

Çizelge 5'de belirtilen örnekler üzerinde sünme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Ölçek etkisinin bulunmadığı H/D=2 (D=93mm) koşulunda yapılan deneylerden UCS değerinin 20 MPa olduğu belirlenmiştir. Sünme deneylerinde kullanılacak sabit gerilme değerlerinin tespiti için UCS=20 MPa değerinin belirli yüzde değerleri ile çarpımı yapılmıştır. Yapılan hesaplamalar neticesinde Çizelge 6 hazırlanmıştır.

Sünme laboratuvarında bulunan altı adet sünme hidrolik preste, Çizelge 6'da belirtilen sabit gerilme değerlerinde sünme deneyleri başlatılmıştır. Uzun dönemli deney süreçleri hakkında genel bilgi Çizelge 7'de belirtilmiştir. Altı farklı sabit gerilmeye maruz kalan kaya tuzu örnekleri üzerinde gerçekleştirilen sünme deney sonuçları sırası ile Şekil 5-10'da verilmiştir.

Çizelge 6. Sünme deneyi için sabit gerilme değerlerinin belirlenmesi.

Örnek No	Sabit Gerilme σ_s (MPa)	Sabit Gerilme σ_s (MPa)	Sabit Yük F (kN)	Azot Gaz Basıncı P_0 (Bar)
K-64-1	0.47xUCS	9.43	64	20
K-80-1	0.59xUCS	11.78	80	25
K-96-1	0.71xUCS	14.14	96	30
K-112-1	0.82xUCS	16.50	112	36
K-128-2	0.94xUCS	18.85	128	41
K-132-1	0.97xUCS	19.44	132	42
UCS	1xUCS	20.00	135.8	-

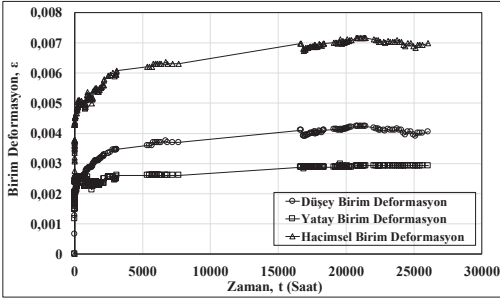
Çizelge 7. Sünme deneylerine ait genel ölçüm bilgisi.

Örnek No	Sünme Deney Başlangıç Tarihi	Sünme Deney Bitiş Tarihi	Ölçüm Süresi (gün)	Deney Veri Adedi
K-64-1	4.3.2019		1086	714
K-80-1	4.3.2019	Halen	1086	714
K-96-1	7.2.2019	Devam	848	1056
K-112-1	13.3.2019	Ediyor	1074	639
K-128-2	13.3.2019		1074	501
K-132-1	17.5.2019	30.01.2020	128	378

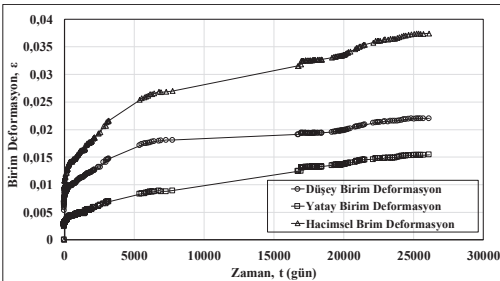
Not: Pandemi döneminde ölçümlerde aksama olmuştur.

Şekil 5-10 arasında sunulan grafiklerde zamana bağlı düşey birim deformasyon (ϵ_d), yatay birim deformasyon (ϵ_y) ve hacimsel birim deformasyon ($\Delta = \epsilon_d + \epsilon_y + \epsilon_z$, $\epsilon_y = \epsilon_z$ kabul edilmiştir) davranışları görülmektedir. Bu grafiklerden yatay birim deformasyon değerlerinin düşey birim deformasyon değerlerinden daha düşük olduğu anlaşılmaktadır.

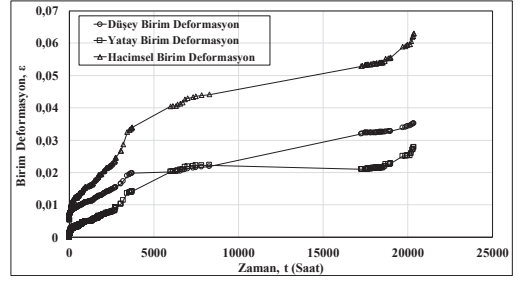
Şekil 11'de zamana bağlı sünme davranışları düşey birim deformasyon açısından topluca sunulmuştur. Uygulanan sabit gerilme değeri 19.44 MPa (132 kN) olan K-132-1 nolu örnekte, sünme davranışının birinci, ikinci ve üçüncü aşamaları gerçekleşmiş ve sonuçta malzeme yenilmiş ve parçalanmıştır (Şek. 11). K-64-1 nolu örnekte uygulanan sabit gerilme değeri 9.43 MPa (64 kN) iken örnekte sünme davranışının ilk aşamasının oluştuğu ancak ikinci aşamaya geçilemediği görülmektedir.



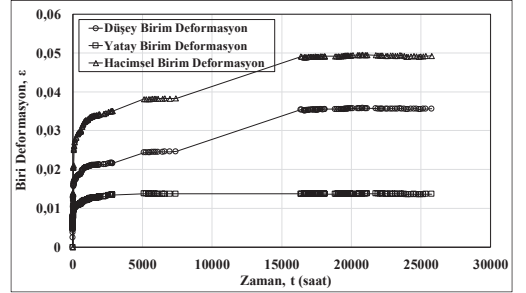
Şekil 5. K-64-1 nolu örneğe ait sünme davranışı.



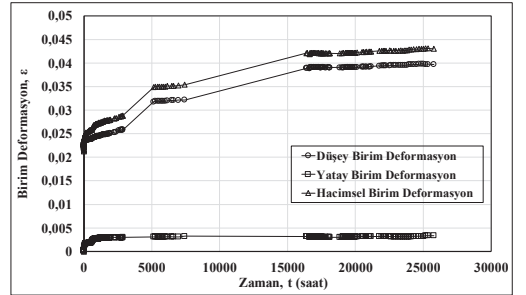
Şekil 6. K-80-1 nolu örneğe ait sünme davranışı.



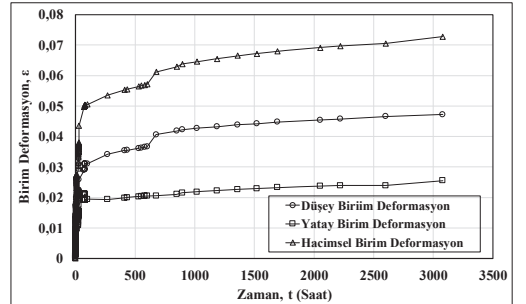
Şekil 7. K-96-1 nolu örneğe ait sünme davranışı.



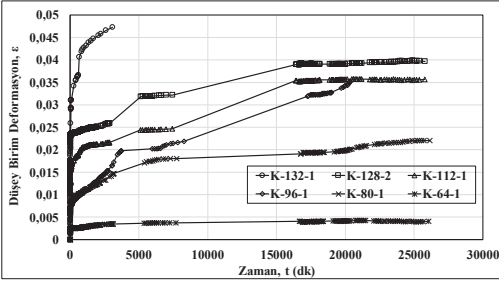
Şekil 8. K-112-1 nolu örneğe ait sünme davranışı.



Şekil 9. K-128-2 nolu örneğe ait sünme davranışı.



Şekil 10. K-132-1 nolu örneğe ait sünme davranışı.



Şekil 11. Farklı sabit gerilme altındaki örneklere ait düşey birim deformasyon sünme davranışı.

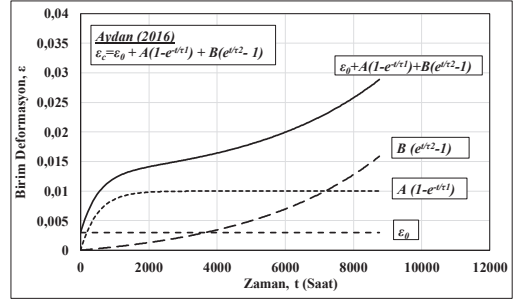
K-132-1 ve K-64-1 örneği hariç diğer örneklerde ise sünme davranışının birinci aşamasının tamamlandığı ikinci aşamanın halen devam ettiği anlaşılmaktadır (Şek. 11).

5 SÜNME DAVRANIŞININ MODELLENMESİ

Uzun dönemli deneysel çalışmalara bağlı olarak sünme davranışının modellemek amacı ile birçok araştırmacı tarafından matematiksel eşitlikler önerilmiştir. Çizelge 1’de sunulan modeller arasında yer alan Aydan (2016) tarafından önerilen eşitlik, aşağıda tekrar sunulmuştur.

$$\varepsilon_c = \varepsilon_0 + A(1 - e^{-t/\tau_1}) + B(e^{t/\tau_2} - 1) \quad (2)$$

Eşitlikte verilen t zamandır. A , B , ε_0 , τ_1 , τ_2 ise istatistiksel sabittir. ε_0 ilk oluşan birim deformasyon olup A , B , τ_1 ve τ_2 sünme deneyinde uygulanan sabit gerilme seviyesine bağlı birer katsayıdır. Aydan (2016) tarafından geliştirilen visko-plastik model, sünme davranışındaki geçici, sabit ve üçüncü sünme davranışlarını içermektedir. Önerilen modelin genel tipik bir tanımının verildiği Şekil 12’de görüldüğü üzere model, üç alt parçanın toplamından oluşmaktadır. İlk parça, geri kazanabilen elastik (visko-elastik) özellik taşıyan birim deformasyonu (ε_0), ikinci ($A(1 - e^{-t/\tau_1})$) ve üçüncü ($B(e^{t/\tau_2} - 1)$) parça ise sabit gerilme değerine dayalı birim deformasyonu temsil etmektedir. Modelin, Jeremic (1994) tarafından verilen genel sünme modeli (Şek. 1) ile uyumlu olduğu görülmektedir.



Şekil 12. Eşitlik 2’de belirtilen modele ait tipik bir gösterim.

Bu çalışmada Kars-Kağızman kaya tuzu üzerinde gerçekleştirilen deneysel sonuçların sünme davranışlarının modellenmesinde Aydan (2016) tarafından önerilen Eşitlik 1’in kullanılmasına karar verilmiştir. Önerilen modelin (Aydan 2016) uygulanması için SPSS (2016) istatistiksel programından yararlanılmıştır.

İstatistiksel analizlerde zamana bağlı düşey birim deformasyon, yatay birim deformasyon ve hacimsel birim deformasyon verileri dikkate alınmıştır. Gerçekleştirilen istatistiksel analiz sonuçları topluca Çizelge 8-10’da sunulmuştur.

Eşitlik 2’de verilen sünme modelinin, farklı sabit gerilmeler altında yapılan Kars-Kağızman kaya tuzunun sünme davranışını yüksek performansta açıklayabildiği Çizelge 8-10’da verilen R^2 değerlerinin yüksekliğinden anlaşılmıştır ($R^2 = 0.919-0.992$, $R^2 = 0.905-0.995$, $R^2 = 0.884-0.990$).

Geri kazanılabilen birim deformasyon (ε_0) değerlerinin 0.002-0.022 aralığında olduğu, örnek üzerindeki sabit gerilme değerlerinin artması ile ε_0 değerinin büyüdüğü Çizelge 8’den görülmektedir. Benzer şekilde A ve B istatistik sabit değerlerinin sabit gerilme değerinin artması ile büyüdüğü görülmektedir. Ancak zamana dayalı τ_1 ve τ_2 sabitlerinde belirli bir ilişkinin olmadığı belirlenmiştir. Benzer değerlendirmeler Çizelge 9 ve 10 için de söylenebilmektedir.

Çizelge 8. Zamana bağlı düşey birim deformasyon ait sünme deney sonuçlarının Eşitlik 2 ile modellenmesi.

Örnek No	ε_0	A	τ_1	B	τ_2	R^2
K-64-1	0.002	0.002	2000	0.0001	20 10 ³	0.919
K-80-1	0.007	0.009	2246	0.004	30 10 ³	0.982
K-96-1	0.007	0.011	2692	0.018	30 10 ³	0.992
K-112-1	0.006	0.014	66.998	0.069	10 10 ⁴	0.975
K-128-2	0.022	0.022	10000	0.0001	20 10 ³	0.954
K-132-1	0.010	0.023	34.20	0.175	30 10 ³	0.932

Çizelge 9. Zamana bağlı yatay birim deformasyon ait sünme deney sonuçlarının Eşitlik 2 ile modellenmesi.

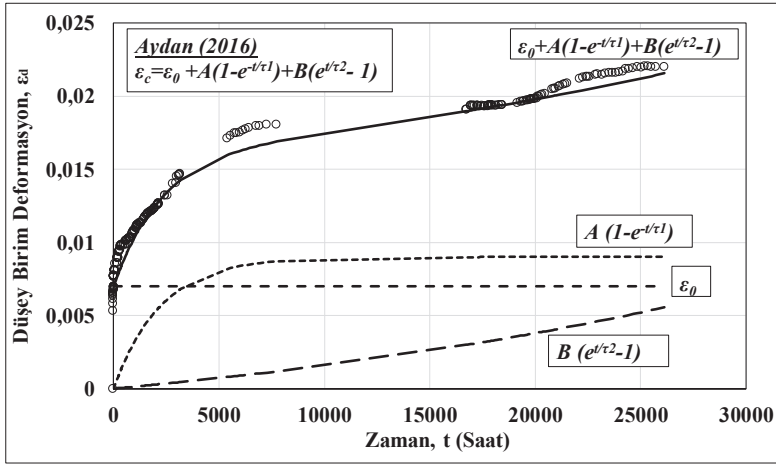
Örnek No	ε_0	A	τ_1	B	τ_2	R^2
K-64-1	0.001	0.001	36.69	0.003	$115 \cdot 10^3$	0.905
K-80-1	0.003	0.006	4502	0.005	$30 \cdot 10^3$	0.995
K-96-1	0.001	0.017	3200	$4.4 \cdot 10^{-6}$	$2.7 \cdot 10^3$	0.962
K-112-1	0.015	0.034	100	0.004	$30 \cdot 10^3$	0.956
K-128-2	$72 \cdot 10^{-6}$	0.003	306.58	0.0001	$30 \cdot 10^3$	0.953
K-132-1	0.003	0.016	18.57	0.059	$30 \cdot 10^3$	0.961

Eşitlik 2’de sunulan matematiksel sünme modeline ait SPSS programı ile gerçekleştirilen istatistiksel analiz sonuçlarına ait tipik bir sonuç K-80-1 örneği için Şekil 13-15’de sunulmuştur. Grafiklerde verilen toplam sünme değerleri ile modelden belirlenen eğrinin yüksek derecede örtüştüğü

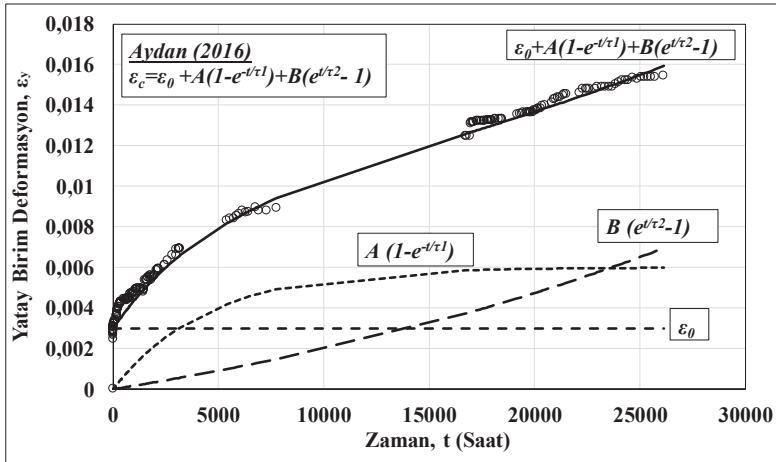
görülmektedir (Çizelge 8-10). Benzer sonuçlar diğer örneklerde de görülmüştür. Tüm deneylerden elde edilen düşey birim deformasyon ölçümlerine ait Eşitlik 2 yardımıyla elde edilen model sonuçları, Şekil 16’da sunulmuştur.

Çizelge 10. Zamana bağlı hacimsel birim deformasyon ait sünme deney sonuçlarının Eşitlik 2 ile modellenmesi.

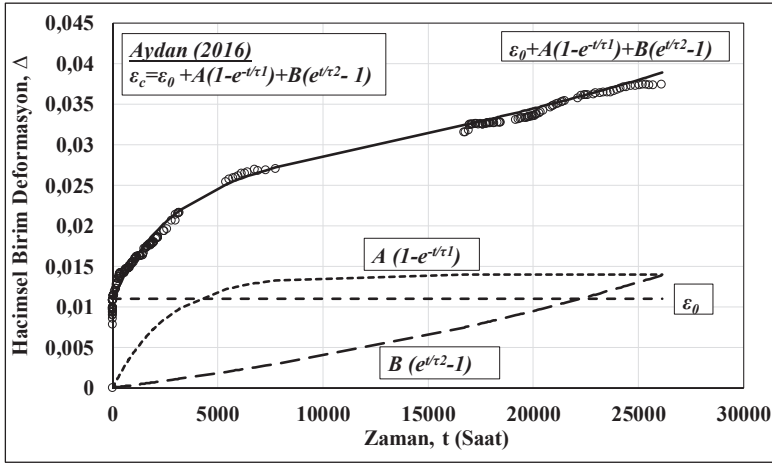
Örnek No	ε_0	A	τ_1	B	τ_2	R^2
K-64-1	0.004	0.002	1200	0.0001	$20 \cdot 10^3$	0.884
K-80-1	0.011	0.014	2663	0.010	$30 \cdot 10^3$	0.990
K-96-1	0.008	0.040	5299	0.005	$20 \cdot 10^3$	0.989
K-112-1	0.020	0.049	78.607	0.078	$90 \cdot 10^3$	0.971
K-128-2	0.023	0.015	4000	0.005	$30 \cdot 10^3$	0.952
K-132-1	0.013	0.039	24.176	0.252	$30 \cdot 10^3$	0.947



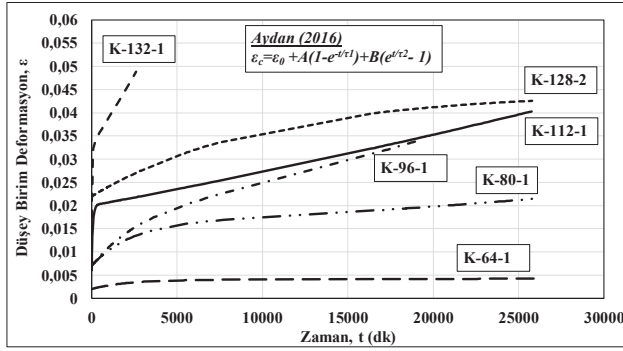
Şekil 13. Eşitlik 2’de verilen matematiksel model yardımıyla K-80-1 örneğine ait ulaşılan düşey birim deformasyon sünme davranışı.



Şekil 14. Eşitlik 2’de verilen matematiksel model yardımıyla K-80-1 örneğine ait ulaşılan yatay birim deformasyon sünme davranışı.



Şekil 15. Eşitlik 2’de verilen matematiksel model yardımıyla K-80-1 örneğine ait hacimsel birim deformasyon sünme davranışı.



Şekil 16. Eşitlik 2’de verilen matematiksel model yardımıyla belirlenen tüm deneylere ait düşey birim deformasyon sünme davranışı.

6 SONUÇLAR

Kars-Kağızman kaya tuzunun sünme davranışını belirlemek amacı ile yapılan deneysel çalışmalara ait sonuçlar aşağıda sunulmuştur.

- Kristal yapısına ($d=4-6\text{mm}$) sahip kaya tuzundaki ölçek etkisini belirlemek amacı ile farklı çap (D) ve boylarda (H) hazırlanan karot örnekleri üzerinde gerçekleştirilen UCS deney sonuçlarına göre ölçek etkisinin $H/D \geq 2$ ve $D \geq 54$ mm koşulunda görülmediği belirlenmiştir.
- Ölçek etkisinin olmadığı $H/D=2$ ve $D=93\text{mm}$ koşulunda tek eksenli basma dayanımının (UCS) $\sigma_c=20$ MPa olduğu belirlenmiştir.
- UCS değeri ($\sigma_c=20$ MPa)’nın sırası ile %47, %59, %71, %82, %94, %97’si alınarak sünme deneyleri için sabit gerilme (σ_s) değerleri belirlenmiş ve sünme deneylerine 2019 yılının ilk çeyreğinde başlanmıştır.

- Hazırlanan altı adet karot örneği ($H/D=2$, $D=93\text{mm}$) üzerinde sırası ile uygulanan sabit gerilmelere karşılık gelen yük değerleri (64kN, 80kN, 96kN, 112kN, 128kN ve 132kN) hidrolik preslerde ayarlanarak yaklaşık üç yıl süren sünme deneyleri gerçekleştirilmiştir.
- Sünme deney sonuçları grafiksel olarak hazırlanmıştır. Grafiksel sunumlarda zaman-düşey birim deformasyon ($t-\epsilon_d$), zaman-yatay birim deformasyon ($t-\epsilon_y$) ve zaman-hacimsel birim deformasyon ($t-\Delta$) davranışlarına yer verilmiştir. Genel değerlendirmelerde;
 - Sabit gerilme (σ_s) değerinin yenilme değerine yakın olması durumunda üç aşamalı sünme sürecinin tamamlandığı ve örneğin yenildiği belirlenmiştir. K-132-1 örneğine uygulanan $\sigma_s=19.44$ MPa ($F=132$ kN) sabit gerilme değeri ile örnek 128 gün sonunda yenilmiştir.

- Sabit gerilme (σ_s) değerinin oldukça küçük olması durumunda üç aşamalı sünme sürecinin sadece ilk aşamasının tamamlandığı diğer aşamaların oluşmadığı belirlenmiştir. K-64-1 örneği $\sigma_s=9.43$ MPa ($F=64$ kN) değeri ile visko-elastik davranışı tamamlamış ancak ikinci sünme aşamasına geçmemiştir.
 - K-80-1, K-96-1, K-112-1, K-128-2 ve K-132-1 örneklerine uygulanan sabit gerilme değerleri ($\sigma_s=11.78$ MPa, 14.14 MPa, 16.10 MPa, 18.85 MPa) ile sünme süreçlerinin ilk aşaması (visko-elastik birim deformasyon) tamamlanmıştır. Takibinde ikinci sünme süreci olan sabit gerilmeye dayalı visko-plastik koşullarda kararlı doğrusal birim deformasyon davranışının halen devam ettiği görülmüştür. Bu örneklerin üçüncü sünme aşamasına geçebileceği öngörülmüştür.
- vi Sünme davranışını modelleyen bazı eşitlikler literatürden belirlenmiş ve sunulmuştur. Aydan (2016) tarafından önerilen matematiksel model sünme davranışının üç aşamasını modellediği için bu çalışmada dikkate alınmış ve SPSS ile yapılan analizlerde kullanılmıştır. Ulaşılan sonuçlarda deneysel veri ile model sonuçlarının yüksek R^2 ($R^2>0.9$) değerlerinde örtüştüğü görülmektedir. Eşitlik 2'de sunulan sünme modelinde yer alan istatistiksel katsayılar SPSS analizleri ile belirlenmiştir. Ancak model zaman haricinde kaya tuzuna ait mekanik özellikleri (σ_c , E gibi) ve örnek üzerinde oluşturulan sabit gerilme (σ_s) değerini içermemektedir. Bu durum, önerilen eşitliğin sadece zaman (t) ve birim deformasyon (ϵ) deneysel verisi olan sünme sonuçlarının modellenmesinde oldukça başarılı olduğunu göstermiştir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmaya destek olan Kristal Tuz Madencilik Petrol Gıda İnşaat San. ve Tic. A.Ş.'ye ve ayrıca bildiriye değerlendiren ve önemli katkılarını koyan hakemlere yazarlar teşekkürlerini sunarlar.

KAYNAKLAR

- ASTM, 1986. Standard test method for unconfined compressive strength of intact rock core specimens: D 2938, DOI: 10.1520/D2938-95, ASTM International, 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA, 19428-2959 USA, 3p.
- Aydan, Ö., 2016. Time-Dependency in Rock Mechanics and Rock Engineering, CRC Press, ISRM Book Series No.2, 246p.

- Aydan, Ö., Ito, T., Rassouli, F. 2016. Chapter 11: Tests on Creep Characteristics of Rocks. In Rock Mechanics and Engineering, Vol. 2, (Editor X.T. Feng), CRC Press, 333-364
- Baykal, F., 1977. Sedimantoloji ve Sedimanter Kayalar. İstanbul Üniversitesi Yayın No: 2297, 195s., İstanbul.
- Berest, P., Bergues J. and Brouard B., 1999. Review of static and dynamic compressibility issues relating to deep underground salt caverns. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Volume 36, Issue 8, p.1031-1049.
- Carter, N.L., 1981. Creep and Creep Rupture of Rock Salt. Office of Nuclear Waste Isolation, ONWI-224, 59p.
- Cristescu, N. and Hunsche, U., 1998. Time Effects in Rock Mechanics. Materials Modeling and Computation, Wiley, Chichester, p.342.
- Cosenza, P. and Ghoreychi, M., 1999. Effects of very low permeability on the long-term evolution of a storage cavern in rock salt. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 36, p.527-533.
- Cottrell, A.H., 1952. The time laws of creep, J. Mech. Phys. Solids, 1 (1), pp.53-63.
- Dreyer, W. 1972., The Science of Rock Mechanics, Part I. The Strength Properties of Rock, Trans. Tech. Publication, Clausthal-Zellerfeld.
- Eckelen, H. A., Urai, J. L., and Hulsebos, T., 1981. Creep of bischofite. In Proceedings, 1st Conference on the Mechanical Behaviour of Salt Pennsylvania.
- Fuenkajom, K., 2005. Tuz Golu Underground Gas Storage Facility Finite Element Analysis. Final Report. International Gas Consulting Inc. Houston, Texas. Geomechanics Research Unit Suranaree Univ. of Technology Nakhon Ratchasima, Thailand.
- Grgic, D., Homand, F. and Hoxha, D., 2003. A short- and long-term rheological model to understand the collapses of iron mines in Lorraine, France. Computers and Geotechnics, 30, 557-570.
- Hansen, F.D. and Carter, N.L., 1980. Creep of Rock Salt at Elevated Temperature. The State of the Art in Rock Mechanics, 21st Symp. on Rock Mec., Univ. of Missouri, 217-227.
- Horseman, S. and Passaris, E., 1981. Creep Tests for Storage Cavity Closure Prediction. Proc. 1st Conf. on the Mechanical Behavior of Salt, The Pennsylvania State Univ. p.119-157.
- Hunsche, U. and Schulze, O., 1994. Das Kriechverhalten von Steinsalz. Kali und Steinsalz, 11, p.238-255.
- Hunsche, U. and Hampel, A., 1999. Rock Salt-The Mechanical Properties of the Host Rock Material for a Radioactive Waste Repository. Engineering Geology, 52, p.238-255.
- ISRM, 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006: ISRM Turkish National Group, eds. R.Ulusay & J.A.Hudson Ankara, 628p.
- Jeremic, M.L., 1994. Rock Mechanics in Salt Mining. A.A. Balkema, 532p., Rotterdam, Netherlands.
- Jin, J. and Cristescu, N.D., 1998. An Elastic/Viscoplastic Model for Transient Creep of Rock Salt. International Journal of Plasticity, Vol. 14, Nos. 1-3, pp. 85-107.
- Kelsall, P.C. and Nelson, J.W., 1983. Geologic and Engineering Characteristics of Gulf Region Salt Domes Applied to Underground Storage and Mining. Proc. of 6th Int. Symp. on Salt, Salt Institute, Virginia, Vol.1, p.519-542.
- Kızıldaş, Z., 2019. Kars-Kağızman Kaya Tuzunun Mekanik Özelliklerinin Belirlenmesi ve Topuk Duraylılık Analizi, Yüksek Lisans Tezi, Selçuk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enst, Konya.
- Langer, M., 1986. Hohlraumbau im Salzgebirge Teil B. Planung und Bau von Salzavernen Taschenbuch für den Tunnelbau, Essen, Glückauf, p.125-200.
- Leite, M.H., Gill, D.E. and Corthesy, R., 1998. Experimental and numerical evaluation of stress redistribution in thick-walled rock

- salt cylinders. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Volume 35, Issue 3, p.367-383.
- Lomenick, T.F., 1968. Accelerated Deformation of Rock Salt at Elevated Temperature and Pressure and Its Implications for High Level Radioactive Waste Disposal. PhD Thesis. Univ. of Tennessee, 115p.
- Lorenz, J., Haas Jr., J.L., Clynne, M.A., Potter, R.W. and Schafer, C.M., 1981. Physical properties data for rock salt. National Bureau of Standards Monograph 167, Washington, D.C.
- Menzel, W., and Minkley, W., 1999. Rock Mechanics Models in Salt Mining. Prof. of the Int. Cong. Mining for Tomorrow's World, Dusseldorf, p.243-246.
- Ma, L. and Daemen, J.J.K., 2006. An experimental study on creep of welded tuff. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Volume 43, Issue 2, p. 282-291.
- Özkan, İ., Güneş, H., Özarslan, A. ve Geniş, M., 2006. Nevşehir-Gülşehir kaya tuz madeninde kaya tuzuna ait mühendislik özelliklerinin belirlenmesi. Kayamek'2006, VIII. Bölgesel Kaya Mekanik Sempozyumu, İstanbul, s.329-338.
- Özkan, İ., ve Düzyol, S., 2004. Kaya tuzu üzerinde bazı mühendislik tasarım parametrelerinin belirlenmesi. VII. Bölgesel Kaya Mekanik Sempozyumu, Sivas, s.67-76.
- Ozkan, I. ve Kızıltaş, Z., 2018. Investigation of scale effects on uniaxial compressive strength for Kars-Kağızman Rock Salt, Turkey, Geomechanics and Geodynamics of Rock Masses, Litvinenko (Ed.), ISBN 978-1-138-61645-5, pp. 353-359.
- Özşen, H., 2009. Kaya Tuzuna Ait Kısa ve Uzun Dönemli Mekanik Özelliklerin Belirlenmesi ve Matematiksel Modellenmesi. Doktora Tezi. Selçuk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enst, Konya.
- Özşen, H., Özkan, İ., ve Şensöğüt, C., 2014. Measurement and mathematical modelling of the creep behaviour of Tuzköy rock salt. International journal of rock mechanics and mining sciences, (66), 128-135.
- Phillips, F.P., 1905. The slow stretch in indiarubber, glass, and metal wires when subjected to a constant pull, Phil. Mag., Vol.9, p. 513.
- Senseny, P.E., 1981. Specimen Size and History Effects on Creep of Salt. Proc. 1st Conf. on the Mechanical Behavior of Salt, The Pennsylvania State Univ. p.369-380.
- SPSS (2016), IBM Corp. (2016). IBM SPSS Statistics for Windows, Version 24.0. Armonk, NY: IBM Corp. (Released 2016)
- Üşenmez, Ş., 1985. Sedimantoloji ve Sedimanter Kayaçlar. Gazi Üniversitesi Yayın No:57, 403s., Ankara.
- Wallner, M., Caninenberg, C. and Gonther, H., 1979. Laboratory Tests on Time and Temperature Depended Mechanical Behavior of Rock Salt. Proc. 4th Cong. ISRM, Vol.1, p.313-318.
- Weaver, S.H., 1936. Creep curve of steel. Trans American Soc. Mech Eng Vol.58, pp.745-751.
- Weertman, J., 1957. Steady State Creep through Dislocation Climb. Journal of Applied Physics, 28, p.363-364.
- Witke, W. 1996. Abdichtung von Strecken im Endlager Morsleben mit hochverichtetem Bentonit. Geoteknik, 19, p. 2-8.
- Yang, C., 2000. Time Dependent Behavior of Rock Salt Experimental Investigation and Theoretical Analysis. PhD Thesis, University of Nevada, Reno, 202 p.
- Yang C., Daemen J.J.K. and Yin J.H., 1999. Experimental Investigation of Creep Behavior of Salt Rock, Rock Mechanics and Mining Sciences, vol.36, 233-242.
- Yüzer, E., ve Vardar, M., 1986. Kaya Mekanik. İstanbul, İTÜ Vakfı.

Sultanhanı kaya tuzunun kısa dönem davranışları

Short term behaviors of Sultanhanı rock salt

M.G. Şenyur

Ankara/TÜRKİYE

D. Arıkan

Hacettepe Üniversitesi Ankara/TÜRKİYE

ÖZET: Bu çalışma Aksaray/Sultanhanı yöresinden alınan kaya tuzu örneklerinde yapılmıştır. Kaya tuzunun kısa dönem mekanik davranışları incelenmiştir. Deneyler ODTÜ kaya mekaniği laboratuvarında yapılmıştır. Kısa dönemli üç eksenli basma deneyleridir. Gerilme-birim deformasyon eğrilerinden dilatasyon ve yenilme bölgeleri bulunmuş, literatürde verilen ilgili ölçüt ifadeleri sınırlara uygulanmıştır. Dilatasyon ve yenilme sınırları arası dar alan görülmüştür. Uygulanan yenilme ölçütleri uyumları arasında önemli bir fark görülmemiştir. Depo tasarımı, uzun zamanlı dayanım ile birlikte düşünülmesi sonucuna varılmıştır.

ABSTRACT: This study was carried out on rock salt samples taken from Aksaray/Sultanhanı region. The short-term mechanical behavior of rock salt was investigated. Experiments were carried out in the Rock Mechanics Laboratory of METU. The experiments are short-term triaxial compression tests. Dilatation and failure regions with their boundaries were found from the stress-strain curves. The criteria expressions given in the literature for the boundaries are applied. A narrow space between dilatation and failure margins was observed. The criteria in literature were correlated with test results and no significant difference was found between them. It has been concluded that long-term durability of storage opening should be evaluated together with short-term characteristics.

1 GİRİŞ

Mevcut doğal koşullarda (derinlik ve konum) tasarımı oluşturan birincil arazi ve ikincil gerilmeler altında depo açıklığının duraylılığı kaya tuzunun mekanik özellikleri ve davranışlarına bağlıdır. Bu bağlamda kaya tuzunun kısa dönem ve uzun dönem dayanım testleri yapılır. Öncelikle depo açıklığı etrafındaki gerilmelerin kısa dönem dayanım kıstasları altında kalması gerekir. (Popp vd., 2007). Bu kıstaslar, oluşan gerilme ortamında plastik ve yenilme zonlarının sınırlarının tespitidir. Depo açıklığı etrafındaki gerilmeler kısa dönem dayanım kıstasları altında kalması gerekir. Testler ve değerlendirilmesi çalışmalarının bir parçası olmaktadır (Aklan vd. 2006;). Ayrıca ve önemlisi, zamana bağlı sünme deneyleri yük seviyeleri bu sonuçlara göre tayin edilmektedir. İkinci aşamada bu sınırlar içinde malzemenin sünme deformasyon ve dayanımı incelenir.

Bu çalışmanın amaçları iki grupta toplanabilir;

Birinci grupta sünme aparat tasarımı ve sünme deneylerine paralel ve tamamlayıcı olarak kısa dönem tek ve üç eksenli yenilim sonrası davranış içeren basma deneyleri yapmaktır.

Yurdumuzun stratejik konumu, doğalgazın ve yapılmakta olan nükleer santral atıklarının depolanması ihtiyacından dolayı depolama teknolojilerinin geliştirilmesi konusu önem kazanmıştır. Bu nedenle konuya katkıda bulunmak ve ilgili disiplin dallarının dikkatini çekmek bu çalışmanın bir diğer amacı olmuştur.

2 KISA DÖNEM DENEYLER

2.1 Teorik Bilgi

Kaya tuzunun artan yük altında davranışı gerilme-birim deformasyon eğrisi ile gösterilmektedir. Alkan ve arkadaşları (2006) bu eğride beş aşama tanımlamışlardır (Şekil 1). Aşama 1, konkav biçimli çatlakların kapandığı elastik kısa bölüm; Aşama 2, doğrusal elastik bölüm; Aşama 3 çatlakların başladığı gevrek-sünek geçişi; Aşama 4, gevrek-sünek geçişle beraber yenilmeye yönelik hasar başlamıştır (B dönüm noktası). Bu maksimum sıkışma noktasında hacimsel deformasyon eğrisi yön değiştirmektedir.

Bu noktaya sıkışma-genişleme (S/G) sınırı (dilatasyon sınırı) denilmektedir. Farklı araştırmacılar tarafından yapılan çalışmalarda 1 inci ve 2 inci aşamalardaki detay izlenmemiştir ve kaya tuzunun davranışı üç aşama bölgesine indirgenmiştir (Critescu ve Hunsche, 1998; Hunsche ve Ampel, 1999; Schulze vd., 2001). Kaya tuzu için deneysel çalışmalar ile tespit edilen dilatasyon ve gerilme sınırları oktehdral gerilmeler cinsinden Şekil 2 de verilmiştir. Critescu ve Hunsche (1998) e göre maksimum sıkışmanın ulaşıldığı ve hacimsel artışın başladığı dilatasyon sınırı bir çizgiden ziyade bir bant aralığıdır veya geçiş zonedur.

Gerçek üç eksenli gerilme ortamında $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ oktehdral normal gerilme σ ve oktehdral kesme gerilmesi τ ,

$$\sigma = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$$

$$\tau = \frac{1}{3}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

Üç eksenli kapalı (konvansiyonel) basma deneyi ile adlandırılan gerilme ortamında ($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$)

$$\sigma = \frac{1}{3}(\sigma_1 + 2\sigma_3) = \frac{\Delta\sigma}{3} + \sigma_3, \quad \Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_3$$

$$\tau = \frac{\sqrt{2}}{3}\Delta\sigma = \frac{\sqrt{2}}{3}(\sigma_1 - \sigma_3) \quad (2)$$

şekillerine dönüşür.

Critescu ve Hunsche (1998) yaptıkları deneylerde oktehdral τ - σ diyagramında dilatasyon sınırı için;

$$\tau_{dil} = f_2\sigma + f_1\sigma^2 \quad (3)$$

ilişkisini vermişlerdir. (Şek. 2).

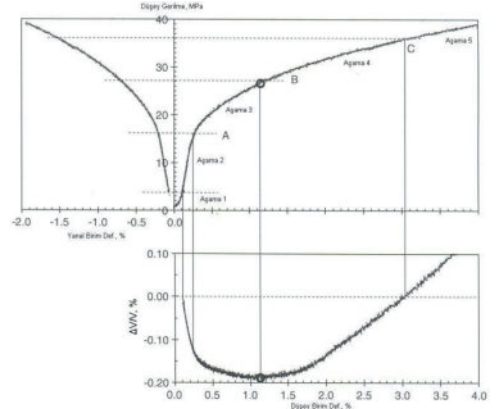
($f_1 = -0,05697$, $f_2 = 0,8996$, $r_2 = 0,97$) Bu ifade üç eksenli kapalı gerilme ortamına transfer edilirse deviatorik gerilme $\Delta\sigma$, minimum gerilme σ_3 diyagramında dilatasyon sınırı,

$$\sigma = \frac{\Delta\sigma}{3} + \sigma_3, \quad \tau = \frac{\sqrt{2}}{3}\Delta\sigma \text{ yerleştirilirse}$$

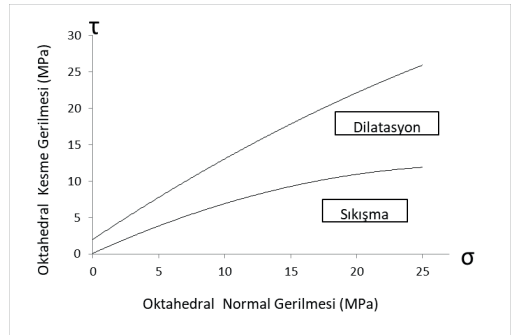
$$\Delta\sigma_{dil} = A + \left[A^2 - 9\sigma_3 \left(\frac{f_2}{f_1} \right) - 9\sigma_3^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4)$$

$$A = \frac{1}{2} \left(\frac{3\sqrt{2}}{f_1} - \frac{3f_2}{f_1} - 6\sigma_3 \right)$$

elde edilir.



Şekil 1 Gerilme-Birim Deformasyon İlişkisi



Şekil 2 Oktehdral gerilmeler cinsinden kaya tuzu için dilatasyon ve yenilme bölgeleri

2.2 Yenilme Ölçütü

Kayaçlar için genelde yenilme ölçütleri (F), asal gerilmelerinin (σ_i) asal değişmezlerin (I_i) veya saptırıcı (deviatorik) değişmezlerin (J_i) fonksiyonudur.

İfadelerde, bağımsız sabitler (a ve b), parametrik sabitler, kohezyon (c), tek eksenli basma dayanımı (C_0), çekme dayanımı (T_0), içsel sürtünme açısı (ϕ) gibi kayaç özellikleri olabilirler (Pariseau, 2007)

Üç eksenli kapalı sıkışma testlerinde ($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$), F yenilme ölçütü ifadelerinde uygun değişken değişimi,

$$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2), \quad \tau_m = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)$$

$$\text{veya } \sigma_1 = \sigma_m + \tau_m, \quad \sigma_3 = \sigma_m - \tau_m \quad (5)$$

yazılabilir, σ_m ve τ_m sırasıyla ortalama normal gerilme ve maksimum makaslama (kesme) gerilmeleridir.

Mohr-Coulomb (MC) Ölçütü:

Bu ölçüt için genellikle kullanılan ifadeler (EK 1),

Asal gerilmeler σ_1, σ_3 ile C_0 =Tek Eksenli Basma Dayanımı

$$\sigma_1 = C_0 + q\sigma_3, \quad q = \frac{1+\sin\theta}{1-\sin\theta} \quad (6)$$

ortalama normal gerilme σ_m ve maksimum kesme gerilmesi τ_m ile

$$|\tau| = \sigma \tan(\phi) + c, \quad \text{den}$$

$$|\tau_m| = \sigma_m \tan(\psi) + k, \quad \tan(\psi) = \sin(\phi) \\ k = c \cos(\phi) \quad (7)$$

Buradaki değişkenlerin anlamı yukarıda verilmiştir.

Hoek-Brown (HB) Ölçütü:

Asal gerilmeler (σ_1, σ_3) ile HB nin laboratuvar testleri için orijinal biçimi (Gerçek, 1996),

$$\sigma_1 = \sigma_3 + (a\sigma_3 + b^2)^{1/2} \quad (8)$$

a ve b bağımsız parametrelerdir. Bu ifade $a=mC_0$ ve $b=s$ alınarak genellikle kullanılmaktadır, m ve s bağımsız parametrelerdir (Hoek and Brown, 1980).

Eşitlik 8 den maksimum kesme gerilmesi (τ_m) ve ortalama normal gerilme (σ_m) cinsinden verilebilir. Eşitlik 5 deki ifadeler Eşitlik 9 da kullanılırsa,

$$\tau_m = \frac{a}{8} + \left[\left(\frac{a}{8} \right)^2 + \frac{(a\sigma_m + b^2)}{4} \right]^{1/2} \quad (9)$$

verilir, kıstas $\sigma_m \geq \left(\frac{b^2}{a} \right)$ eşitlik olduğunda $\tau = 0$ olur.

Drucker-Prager Ölçütü:

Bu ölçütün kaya tuzu için diğer yaygın bilinen yenilme ölçütlerinden (MC, HB) özellikle üç eksenli gerilme durumunda asal gerilmeler $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 'ü kullanması nedeniyle daha uygun olduğu belirtilmektedir. (ITASCA 2005) Drucker-Prager

yenilme ölçütünde deviatorik gerilmeler (s_1, s_2, s_3) tensörünün ikinci değişiminin (J_2) belirli bir limite ulaşması sonucu malzemenin yenileceği kabul edilmektedir.

Bu ölçüte göre kayanın yenilmesi bağıntısı (Pariseau 2006),

$$\sqrt{J_2} = AI_1 + B \quad (10)$$

şeklinde verilmektedir. Burada, I_1 , gerilmeler tensörünün birinci değişimidir (Bkz. EK 3 Eşitlik 13). Burada, A ve B malzemenin dayanımına bağlı sabitlerdir. I_1 , yerine ortalama normal gerilme ($I_1/3$) veya eşiti oktehdral gerilme σ_{okt} kullanılabilir. (EK 3)

$$\sigma_{okt} = \frac{I_1}{3}$$

diğer taraftan

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

veya oktehdral kesme gerilmesi τ_{okt} (EK 3) ile,

$$\tau_{okt} = (2J_2/3)^{1/2} \quad (11)$$

yukarıda verilenler ve Eşitlik 10 dan Drucker-Prager ifadesi

$$\tau_{okt} = A' \sigma_{okt} + B' \quad (12)$$

Burada, $A' = \sqrt{6}A$ $B' = \sqrt{\frac{2}{3}}B$ yeni sabitlerdir.

Bu çalışmada verilen ifade (Eşitlik 12), oktehdral düzlemde kayma gerilmesinin τ_{okt} , ifadede verilen σ_{okt} ile ilişkili değere ulaşması ile yenilmeyi vermektedir.

Eğer, $\tan\phi=A'$ $k=B'$ dersek,

MC kriterine benzer bağıntı elde edilir. Burada $\tan\phi'$ ve k kayacın özelliklerine bağlı sabitlerdir. Yenilme ölçütünün üç eksenli basınç dayanımı deney verilerine uyarlanması durumunda ($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$),

$$\sqrt{J_2} = \frac{1}{\sqrt{3}}(\sigma_1 - \sigma_3) \quad (13)$$

Değişik formlarda ifadeler türetilir. Ancak, yukarıda özetlenen iki boyutlu ve üç boyutlu

yenilme ölçütlerinin parametrelerinin bulunması deney yapılan örnekler için geçerli ölçüt ifadesidir. Buradaki analizde ölçüt değişkenleri J_2 ile I_1 , $\sigma_2=\sigma_3$ eşitliğinden yararlanılarak τ_m ve σ_m değişkenleri ile yer değiştirebilir.

Matematiksel olarak,

$$\sqrt{J_1} = \frac{1}{\sqrt{3}}(\sigma_1 - \sigma_3)$$

$$\tau_m = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$$

$$I_1 = \sigma_1 + 2\sigma_3$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$$

ise

$$\sqrt{J_1} = 1.115\tau_m, \quad I_1 = 2\sigma_m + \sigma_3 \quad (14)$$

Yer değiştirmeleri ölçütün başka bir ifadesidir.

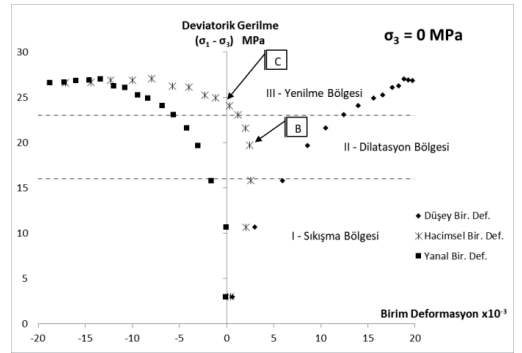
3 KISA DÖNEM DENEY SONUÇLARI

Sultanhanı (Aksaray) kaya tuzundan hazırlanan örnekler üzerinde gerçekleştirilen deneylerden elde edilen sonuçlar Şekil 3, 4 ve 5’de görülmektedir. Yukarıda anlatılan davranış bölgeleri ve sınırları (Schulze vd., 2001; Özarslan vd., 2007) şekiller üzerinde izlenmektedir. Gerilme – düşey birim deformasyon eğrilerinin yanal basınçla değişimi Şekil 6 da gösterilmiştir. Testlerden dar dilatasyon aralığı (Şek. 7) izlenen bu bulgu artan yanal basınç gerilmesi (σ_3) ile yenilme bölgesine hızlı dönüş ve geçiş (B noktasından C noktasına) olmaktadır. İzlenen diğer bulgu, düşey ve yanal birim deformasyon eğrilerinin düzgün değişimidir. Dönüş noktası B ve deviatorik gerilme eksenini kesme noktası C’nin ordinat değerleri davranış değişim noktaları olarak alınmıştır ve gerilme değer ve ifadeleri bulunmuştur. (Tablo 1)

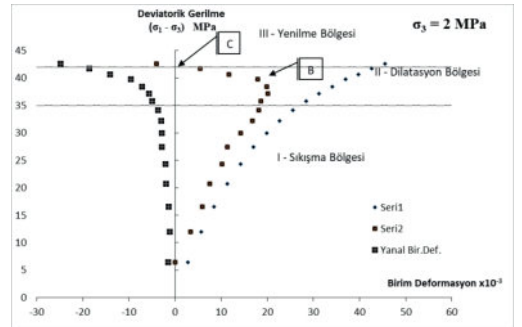
Şekil 3’de farklı yanal basınç değerlerinde (σ_3) elde edilen birim deformasyon grafikleri görülüyor. Yanal basınçtaki küçük artışın kayacın davranışı üzerinde büyük etkisi izlenmektedir. Kayacın dayanımı artmakta ve yenilme bölgesine geçmeden önce ve takip edende gösterdiği birim deformasyon çok artmaktadır.

Tablo 1 Sultanhanı (Aksaray) kaya tuzu üç eksenli basma deney sonuçları

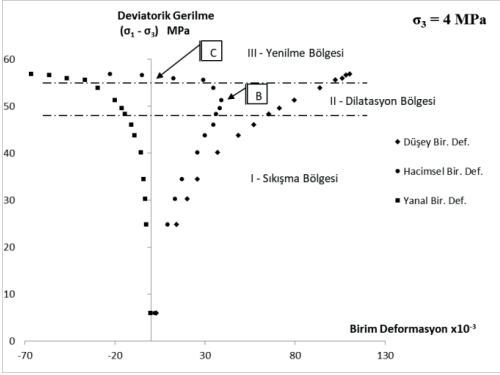
Yanal basınç (MPa)	Bölgeler	Sınır değer σ_1 (MPa)	Oktahedral Gerilme (MPa)		Normal Gerilme (MPa)		Elastisite modülü E (MPa)
			σ_{okt}	τ_{okt}	σ_m	τ_m	
$\sigma_3 = 0$	Dilatasyon	15	5	7,1	7,5	7,5	1387
	Yenilme	25	8,3	12	12,5	12,5	
$\sigma_3 = 2$	Dilatasyon	37	13	15,5	19,5	17,5	1153
	Yenilme	44	16	20	23	21	
$\sigma_3 = 4$	Dilatasyon	52	20	22	28	24	1000
	Yenilme	61	23	27	32,5	28,5	
	Yenilme	69	28	28	38,5	30,5	



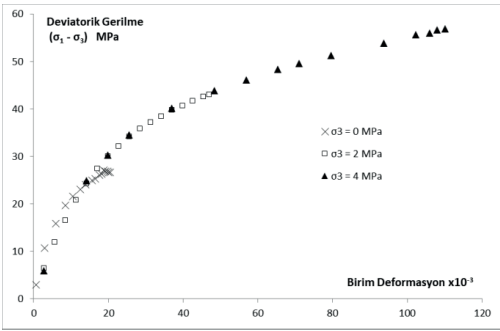
Şekil 3 Sultanhanı (Aksaray) kaya tuzunun üç eksenli basma dayanım testi



Şekil 4 Sultanhanı (Aksaray) kaya tuzunun üç eksenli basma dayanım testi



Şekil 5 Sultanhanı (Aksaray) kaya tuzunun üç eksenli basma dayanım testi



Şekil 6 Gerilme – düşey birim deformasyon eğrilerinin yanal basınçla değişimi

Tablo 1 de alınan değerlerle oktahedral gerilme ortamında dilatasyon ve yenilme sınırı noktaları Şekil 7 de görülmektedir. Cristescu ve Hunsche 'nin (1998) verdikleri ifadeye (Eşitlik 3) karşılık olarak bu çalışmada elde edilen verilerle Şekil 7 de görülen sınır eğrisi denklemi,

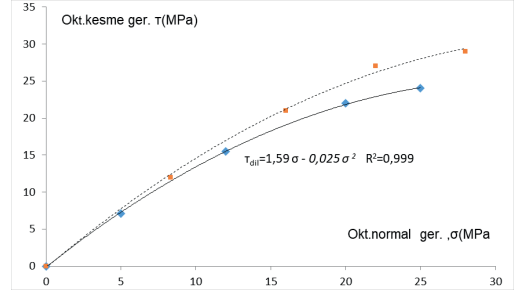
$$\tau_{dil} = 1,59\sigma - 0,025\sigma^2 \quad (15)$$

olmaktadır. (regresyon katsayısı, $R^2 = 0,999$), bu sonuçla,

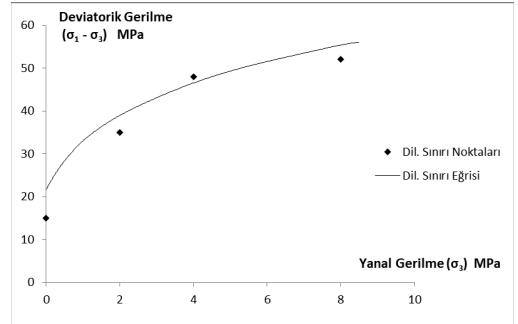
$$f_1 = -0,025$$

$$f_2 = 1,59 \quad (16)$$

bulunmuştur. Oktahedral gerilme ortamındaki değerlendirme asal gerilmeler, en düşük (σ_3) ve deviatorik ($\sigma_1 - \sigma_3$), ortamına taşındığında sınır noktaları dağılımı Şekil 8 de görülmektedir. Şekil 8 de bu noktalardan geçen eğri görülmektedir ($R^2 = 0,89$)



Şekil 7 Oktahedral kesme τ – normal σ gerilme ortamında dilatasyon ve yenilme sınırları (Sultanhanı/Aksaray kaya tuzu)



Şekil 8 Asal gerilmeler ortamında dilatasyon noktaları ve sınır eğrisi

3.1. Yenilme Ölçütü

Yenilme ölçütü uyumu literatürde verilen yenilme ölçütleri ile (Eşitlik 7, 9 ve 10) deneylerde elde edilen yenilme değerleri dağılımına en iyi uyum sağlama konusudur. Yenilme ölçütü daha önce belirtildiği üzere iki bağımsız parametrik katsayı içermektedir. Bir yenilme ölçütünün uygulanması parametrelerin bulunması ve bulunan ifadenin veriye uyumudur. Bu çalışmada, bütün veri kullanılarak ilgili ifadeler elde edilmiştir. Regresyon (uyum) ifadeleri SPSS istatistik paket programı kullanılarak bulunmuştur. Tablo 1 de verilen yenilme gerilmeleri $C_o = 25$ MPa değeri ile normalize edilmiştir (σ/C_o) ve ölçütlerde kullanılmıştır.

Bu çalışmada, Tablo 1 de verilen değerlerle yapılan regresyon analizlerinden aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir;

Mohr-Coulomb (MC) yenilme ölçütü (Eşitlik 7),

$$\tau_m = 0,713\sigma_m + 0,165 \quad (17)$$

Parametreler;

$$\tan(\psi) = 0,713 \quad k = 0,165 \quad (R^2 = 0,995)$$

Hoek-Brown, 1980 yenilme ölçütü (Eşitlik 9),

$$\tau_m = -\frac{17,5}{8} + \sqrt{\left(\frac{17,5}{8}\right)^2 + \frac{(17,5\sigma_m + 1,28)}{4}} \quad (18)$$

Parametreler;

$$a=17,5, b_2 = 1,28 \quad (R^2 = 0,995)$$

Drucker-Prager (DP) yenilme ölçütü (Eşitlik 10),

$$\sqrt{J_2} = 0,358I_1 + 0,2556 \quad (19)$$

Parametreler;

$$A = 0,358, B = 0,2556 \quad (R^2 = 0,994)$$

Ölçüt ifadelerinin (MC, HB, DP) karşılaştırılması en çok uyum sağlayan ölçüt sorusunu yanıtlamaktadır. Sonuç olarak, veri noktalarının azlığı göz önüne alınırsa, sınanan üç ölçüt arasında bu veriye göre önemli bir fark olmadığı sonucu düşünülebilir. Esasında literatürde birçok yenilme ölçütü mevcuttur. (Kim ve Lade, 1984 Yu vd., 2002). Bu nedenle uygun ölçüt sorusu zor bir sorudur. Yeraltı açıklıkları etrafı için üç eksenli gerilme ortamını temsil etmesi nedeniyle Drucker-Prager yenilme ölçütü önerilmektedir. (Özarslan vd., 2007)

4 SONUÇLAR

Kısa dönem tek eksenli ve üç eksenli dayanım testlerinde kaya tuzu elastoplastik özellik göstermiştir. İlk aşama olan boşlukların kapanması ve ikinci aşama doğrusal elastik davranış izlenmemiştir.

Dilatasyon ve yenilme sınırları tespit edilmiştir. Dilatasyon bölgesi dar bir alan olarak izlenmiştir. Oktehdral gerilme ortamında τ oktehdral kesme (makaslama) gerilmesi ve σ oktehdral normal gerilme olmak üzere dilatasyon sınır eğrisini veren denklem, aşağıdaki şekilde elde edilmiştir.

$$\tau_{dil} = 1.59 \sigma - 0.025 \sigma^2 \quad (f_1 = -0.025; f_2 = 1.59)$$

Yenilme bölgesine hızlı bir geçiş ve hızlı bir hacimsel dilatasyon izlenmektedir. Deviatorik gerilme-birim deformasyon ortamında hacimsel dilatasyon eğrisinin gerilme eksenini kestiği nokta yenilme noktası olarak alınmıştır. Yenilme gerilmeleri ile Mohr-Coulomb, Hoek-Brown ve Drucker-Prager yenilme ölçütlerinin uyumluluğu

sınanmıştır. Aralarında önemli bir fark görülmemiş ve Drucker-Prager ölçütüne göre yenilme ölçütü, $\sqrt{J_2} = 0,358I_1 + 0,2556$

olarak elde edilmiştir. Burada J_2 ve I_2 sırasıyla deviatorik tensör ikinci değişmezi ve gerilme tensörünün birinci değişmezidir.

Bu çalışmada depo etrafında oluşan ikincil gerilmelerin zaman içinde deformasyonla değişeceği, elastik ve plastik deformasyonların toplamı olan toplam deformasyonda elastik deformasyon payının oransal olarak düşmesi ile bağlı gerilmelerin düşmesi belirtilmiştir. Depo etrafında gerilmeler oluşması bir süreçtir. Bu çalışmada verilen model parametrelerinin gerilmeye bağlı değişim ifadelerinin çıkartılıp kullanılması yöntemiyle herhangi bir zamanda depo etrafındaki noktalarda bir önceki zamanda oluşan gerilmelerle oluşan sünmeler ve bu sünmeler sonucu birim deformasyonlar ve bu birim deformasyonlarla bozulan gerilme dengeleri ile yeni gerilmeler bir süreç olarak hesaplanabilir.

Kısa dönem tek eksenli ve üç eksenli dayanım testlerinde kaya tuzu davranışı sıcaklık ve nem parametreleri ile incelenerek davranış özelliklerinin değişimleri incelenebilir.

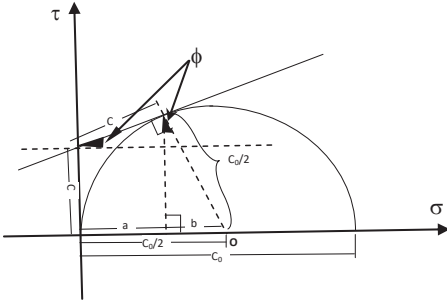
KAYNAKLAR

- Aklan H., Cinar Y., Pusch G., 2006 Rock salt dilatancy boundary from combined acoustic emission and triaxial compression tests, Int. J. for Rock Mech and Min. Sci., 44, pp. 108-119
- Arıkan, D. (2004) Sultanhanı/Aksaray Beldesi Tuz Örneklerinin Sünme Davranışının İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, HÜ Fen Bilimleri Enstitüsü Maden Müh. Anabilim Dalı.
- Arıkan, D. ve Şenyur, G. (2008) Sultanhanı (Aksaray) Beldesi tuz örneklerinin sünme davranışlarının belirlenmesi, Türk Kaya Mekaniği Dergisi, 16, 45-52.
- Cristescu N.D. and Hunsche U., 1998. Time Effects in Rock Mechanics, John Wileys and Sons, NewYork, 341 p.
- Gerçek H., 1996 Hock Brown yenilme ölçütünün gelişimi, 3. cü Ulusal Kaya Mekaniği Semp. Türk Ulusal Kaya Mekaniği; Der., Ankara, ss. 251-262
- Hoek, Evert; Brown, Edwin T. Empirical strength criterion for rock masses. Journal of the geotechnical engineering division, 1980, 106.9: 1013-1035.
- Hunsche U., Hampel A., 1999. Rock salt-the mechanical properties of the host rock material for a radioactive waste repository Engineering Geology. Vol 52. pp.271-291
- Itasca 2005. Optimal Features Manual. Creep material models. FLAC-2D-Fast Lagrangian Analysis of Continua (Version 5.0). Itasca Consulting Group, Minnesota.
- Kim MK, Lade PV., 1984. Modelling rock strength in three dimensions. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., 21, pp 21-33
- Özarslan H., Geniş M., Bilir M.E., Özkan İ., 2007. Çözelti Madenciligi yer altı depolama açıklıklarında duraylılık çözümlmeleri, Türkiye 20.Uluslararası Madencilik

- Kongresi ve Sergisi, Türkiye Maden Mühendisleri Odası Yayını, s. 46-58
- Pariseau, W.G., 2007. Fitting failure criteria to laboratory strength tests. Int. J. Rock Mech. and Min. Sci., Elsevier, vol.44, pp 637-646
- Popp T., Salzer K., Wredeman M., Wilsnack T., Voiht H.D. 2007 Perrophysical and rock mechanical characterization of the excavation-disturbed zone in techydrite bearing canallitic salt rocks. Proc. of the 6th Conf on Mech. Behavior of Salt, 'Saltmech6' Hannover Germany, Eds. M.Wallner, K.H.Lux, W. Minkley, pp. 53-63
- Schulze O., Popp T., and Kern H., 2001. Development of damage and permeability in deforming rock salt. Engineering Geology, Vol 61, pp. 163-180
- Yu M-H Zon Y-W Zhau J.,Yoshimine M.A, 2002 Unified strength criterion for rock material, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Vol 39. pp.977-983

EKLER

EK 1 – ASAL GERİLME, DAYANIMI



$$\frac{C_0}{2} = a + b \quad C_0 = \text{Tek Eks. Basma Dayanımı}$$

$$a = c \cdot \cos \phi \quad b = \frac{C_0}{2} \cdot \sin \phi$$

$$\frac{C_0}{2} = c \cdot \cos \phi + \frac{C_0}{2} \cdot \sin \phi$$

$$\frac{C_0}{2} (1 - \sin \phi) = c \cdot \cos \phi$$

$$C_0 = \frac{2c \cdot \cos \phi}{1 - \sin \phi} \quad 1$$

$$|\tau| = c + \sigma \tan \phi$$

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin 2\theta = c + \left[\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\theta \right] \tan \phi \quad 2$$

$$\left\{ \frac{\pi}{2} + \phi = 2\theta, \sin \phi = -\cos 2\theta, \cos \phi = \sin 2\theta \right\} \quad 3$$

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cdot \cos \phi = c + \left[\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} (-\sin \phi) \right] \frac{\sin \phi}{\cos \phi} \quad 4$$

Her iki tarafı $\cos \phi$ ile çarp

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cdot \cos^2 \phi = c \cdot \cos \phi + \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \sin \phi - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} (\sin^2 \phi) \quad 5$$

veya

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} (\cos^2 \phi + \sin^2 \phi) = c \cdot \cos \phi + \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \sin \phi \quad 6$$

$$\cos^2 \phi + \sin^2 \phi = 1$$

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

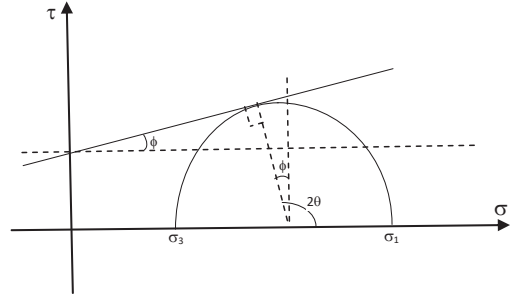
$$\sigma_1 (1 - \sin \phi) = 2c \cdot \cos \phi + (1 + \sin \phi) \cdot \sigma_3$$

$$\sigma_1 = \frac{2c \cdot \cos \phi}{1 - \sin \phi} + \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \cdot \sigma_3$$

1'den

$$\sigma_1 = c_0 + q \cdot \sigma_3 \quad , \quad q = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad 7$$

c_0 =tek eksenli basma dayanımı



$$\sigma_m = \frac{1}{2} (\sigma_1 + \sigma_3) \quad ; \quad \tau_m = \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_3) \quad 8$$

$$\text{ölçüt : } |\tau| = c + \sigma \tan \phi$$

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin 2\theta = c + \left[\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\theta \right] \tan \phi$$

$$\left\{ \frac{\pi}{2} + \phi = 2\theta, \quad -\sin \phi = \cos 2\theta, \quad \cos \phi = \sin 2\theta \right\}$$

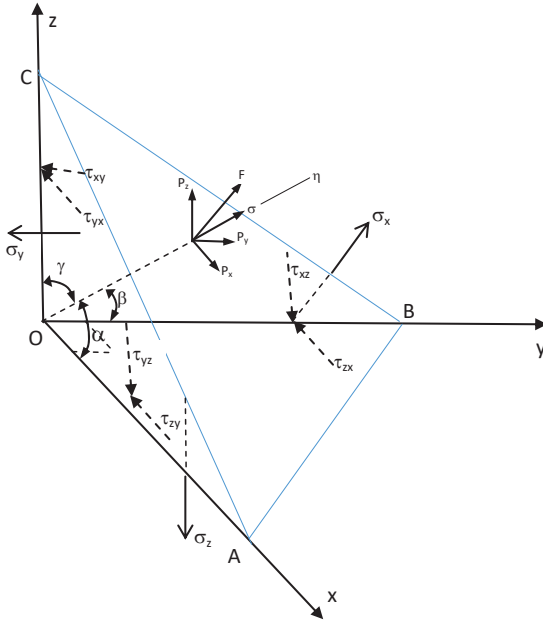
$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos \phi = c + \left[\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} (-\sin \phi) \right] \frac{\sin \phi}{\cos \phi}$$

5 ve 6 dan

$$\tau_m = \sigma_m \cdot \sin \phi + c \cdot \cos \phi$$

$$\tau_m = \sigma_m \tan \phi + k \quad 9$$

EK 2 – GERİLME ANALİZİ



$$\cos \alpha = l, \quad \cos \beta = m, \quad \cos \gamma = n$$

$$m^2 + n^2 + l^2 = 1$$

$$n^2 = 1 - l^2 - m^2 \quad 1$$

Burada n, l ve m ye bağlı olmaktadır.

ABC düzlemine etki eden gerilme bileşenleri ABC alanı w ise;

$$w \cdot p_x = w l \sigma_x + w m \tau_{yx} + w n \tau_{zx} \quad \text{veya}$$

$$p_x = l \sigma_x + m \tau_{yx} + n \tau_{zx}$$

$$p_y = l \tau_{xy} + m \sigma_y + n \tau_{zy} \quad 2$$

$$p_z = l \tau_{xz} + m \tau_{yz} + n \sigma_z$$

ABC düzleme dik gerilme σ ,

$$\sigma = l p_x + m p_y + n p_z \quad 3$$

Normal gerilmenin (σ) l,m,n doğrultu kesişimleri ile değişimi incelenirse en büyük σ_1 ve en küçük σ_3 değerleri için l ve m serbest değişken alınırsa(Eşitlik 1),

$$\frac{\partial \sigma}{\partial l} = 0, \quad \frac{\partial \sigma}{\partial m} = 0 \quad 4$$

Diğer taraftan 1 ifadesinden,

$$\frac{\partial n}{\partial l} = -\frac{l}{n}, \quad \frac{\partial n}{\partial m} = -\frac{m}{n} \quad 5$$

Normal gerilme ifadesinin (Eşitlik 3) kısmi türevleri;

$$\frac{\partial \sigma}{\partial l} = p_x + p_z \frac{\partial n}{\partial l} = 0, \quad \frac{\partial \sigma}{\partial m} = p_y + \frac{\partial n}{\partial m} = 0 \quad 6$$

5 ve 6 dan

$$\frac{p_x}{l} = \frac{p_y}{m} = \frac{p_z}{n} = \Sigma \quad 7$$

elde edilir. Bir düzlemde maksimum ve minimum normal gerilme (Σ) varsa kesme gerilmesi sıfırdır. Σ bu düzlemde bilinmeyen normal (ekstrem) gerilmedir. Ekstrem gerilme bileşenleri (p_x, p_y, p_z),

$$p_x = l \Sigma, \quad p_y = m \Sigma, \quad p_z = n \Sigma \quad 8$$

(2) den

$$l \sigma_x + m \tau_{yx} + n \tau_{zx} = l \Sigma$$

veya

$$l(\sigma_x - \Sigma) + m \tau_{yx} + n \tau_{zx} = 0$$

$$l \tau_{xy} + m(\sigma_y - \Sigma) + n \tau_{zy} = 0 \quad 9$$

$$l \tau_{xz} + m \tau_{yz} + n(\sigma_z - \Sigma) = 0$$

Bu homojen denklem takımının sıfırdan farklı bir çözümü olması için gerekli koşul, Σ 'nin

$$\begin{vmatrix} \sigma_x - \Sigma & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & \sigma_y - \Sigma & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z - \Sigma \end{vmatrix} = 0 \quad 10$$

ifadesinin reel kökleri olması gerekir. Bu ifade Σ 'nin kübik ifadesidir ve kökleri reeldir.

$$\Sigma^3 - I_1 \Sigma^2 - I_2 \Sigma - I_3 = 0 \quad 11$$

Burada,

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$$

$$I_2 = -(\sigma_y \sigma_z + \sigma_x \sigma_z + \sigma_x \sigma_y) + \tau_{yx}^2 + \tau_{zx}^2 + \tau_{xy}^2 \quad 12$$

$$I_3 = \sigma_x \sigma_y \sigma_z + 2\tau_{yz}\tau_{zx}\tau_{xy} - \sigma_x \tau_{yz}^2 - \sigma_y \tau_{zx}^2 - \sigma_z \tau_{xy}^2$$

12 ifadeleri, l, m ve n den bağımsız olduğu için I_1, I_2 ve I_3 katsayıları (Eşitlik 11) eksenlerin seçimine bağlı değildir. Bu nedenle bunlar invaryant (değişmez) olarak adlandırılır. Değişmezler (invariant), asal gerilmeler cinsinden ifade edilirse yani;

$$\sigma_x = \sigma_1, \sigma_y = \sigma_2, \sigma_z = \sigma_3; \tau_{xy} = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$$

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

$$I_2 = -(\sigma_2\sigma_3 + \sigma_3\sigma_1 + \sigma_1\sigma_2) \quad 13$$

$$I_3 = \sigma_1\sigma_2\sigma_3$$

Gerilme sapması (Deviasyon)

Bir O_{xyz} asal eksen takımına bağlı olarak, gerilme bileşenleri σ_1, σ_2 ve σ_3 ise, ortalama normal gerilme;

$$S = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = \frac{1}{3}I_1 = \sigma_{okt} \quad 14$$

Asal deviatorik gerilmeleri: Asal gerilmeler ($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$) eksenleri ile (S_1, S_2, S_3) eksenleri asaldır.

$$S_1 = \sigma_1 - S = (2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3)/3$$

$$S_2 = \sigma_2 - S = (2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3)/3 \quad 15$$

$$S_3 = \sigma_3 - S = (2\sigma_3 - \sigma_1 - \sigma_2)/3$$

tanımlanırlar. Esas olarak S (Eşitlik 14), düzgün hacimsel sıkışma veya genişleme tanımlar. Gerilme sapmaları (Eşitlik 15) ise çarpılmayı tanımlar. Birçok ölçüt esas olarak çarpılma ile ilgilidir ve eksen yönüne bağlı değildir, diğer bir deyişle gerilme sapmaları ifade içine alınır. Deviatorik gerilmeler değişmezler (J_1, J_2, J_3),

$$J_1 = S_1 + S_2 + S_3$$

$$J_2 = -(S_1S_2 + S_1S_3 + S_2S_3) \quad 16$$

$$J_3 = S_1S_2S_3$$

Çok kullanılan J_2 ifadesinde S_1, S_2 ve S_3 karşılıklı (Eşitlik 15) yerleştirilirse,

$$J_2 = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2] \quad 17$$

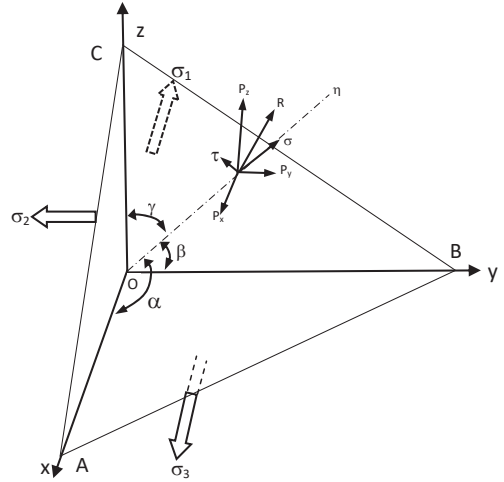
elde edilir.

Oktehdral kesme gerilmesi ifadesi,

$$\tau_{okt} = (2J_2/3)^{1/2} \quad 18$$

elde edilir.

EK 3 – OKTEHDRAL GERİLME



$$BOC. \sigma_1 = ABC. P_x$$

$$BOC = ABC. \cos \alpha = l. ABC$$

$$P_x = l. \sigma_1, \quad l = \cos \alpha$$

$$P_y = m. \sigma_2, \quad m = \cos \beta$$

$$P_z = n. \sigma_3, \quad n = \cos \gamma$$

$$R^2 = (P_x^2 + P_y^2 + P_z^2)^{1/2} = (l^2 \sigma_1^2 + m^2 \sigma_2^2 + n^2 \sigma_3^2)^{1/2}$$

ve τ ; R'nin ABC ye dik ve teğet bileşenleri;

$$\sigma = lP_x + mP_y + nP_z = l^2 \sigma_1 + m^2 \sigma_2 + n^2 \sigma_3 \quad 1$$

$$\tau^2 = R^2 - \sigma^2 \quad R \quad \text{ve} \quad \sigma \quad \text{ifadeleri}$$

yerleştirilirse,

$$\tau^2 = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 l^2 m^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 m^2 n^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 n^2 l^2 \quad 2$$

Oktehdral düzlemde;

$$\cos \gamma = \cos \beta = \cos \alpha = 1/\sqrt{3}$$

$$l = m = n = 1/\sqrt{3}$$

Oktehdral normal gerilme, (1) den

$$\sigma_{okt} = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$$

Oktehdral kesme gerilme, (2) den

$$\tau_{okt} = \frac{1}{3}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2}$$

The effect of water saturation on the strength reduction of a granite treated by microwave

Mikrodalga ile muamele edilmiş bir granitin mukavemet azalmasına su doygunluğunun etkisi

S. Kahraman, Y. Doğan, S. Çapar & İ.E. Ceylan

Mining Engineering Department Hacettepe University, Ankara, Turkey

ABSTRACT: Some researchers have studied the effects of microwave treatment on the mechanical properties of rocks for possible application in microwave assisted rock excavation. This study investigates the effect of water saturation on the reduction in the Brazilian tensile strength (BTS) of a granite type exposed to microwave energy. First, the BTS tests were carried out on the untreated specimens. Then, the oven-dried, semi-saturated and saturated specimens were treated by microwave at 6 kW power for 120 s, respectively. After that the BTS tests were carried out on the treated specimens. The results showed that the BTS value was decreased from 9.3 MPa to 8.5 MPa for the dry specimens treated by microwave. The BTS of the treated semi-saturated and fully saturated specimens were declined to 7.4 MPa and 7.2 MPa, respectively. Concluding remark is that water content has important effect on the BTS of the granite when treating by microwave.

1 INTRODUCTION

The excavation of rocks by mechanical excavators has been increasing in rock engineering projects executed by mining and civil engineers. Even though the rock cutting technology has evolved quickly in the last century, the low penetration rate and the high cutter wear are still important problems for the excavation of hard and abrasive rocks. A concrete solution has not been found yet although there are some research studies on this topic. In order to increase cutting rate and decrease wear rate during cutting very hard rocks, recently, the studies on some innovative methods such as microwave assisted rock breakage have been drawing attention.

Microwave heats rocks according to the properties of its intrinsic minerals. Since the different minerals have different dielectric constants, their heating degrees and thermal expansions will be different after microwave treatment. The differential thermal expansion of minerals leads to internal stresses that cause micro-cracks or macro-cracks within the rocks and therefore decrease rock strength.

Some researchers have investigated the effects of microwave treatment on the mechanical properties of rocks for the possible application in the microwave assisted rock excavation (Satish et al. 2006, Motlagh 2009, Hassani & Nekoovaght

2011, Nejati et al. 2012, Hassani et al. 2016, Lu et al. 2019). They showed that microwave treatment decreased rock strength and caused micro-and/or macro-cracks on some rock specimens depending on the applied microwave power and exposure duration.

The dielectric constant of water is too high compared to rocks. Therefore, water in the pores of rock absorbs microwaves rapidly and heats up and also heats the rock. There is only one study about the effect of water saturation on the microwave heating of rocks. Peinsitt et al. (2010) investigated the effect of the microwave heating on the uniaxial compressive strengths and ultrasound velocity of sandstone, granite, and basalt in a 3kW microwave oven at 2.45 GHz. They performed the tests on both dried and water-saturated samples. According to the ultrasonic velocity test results, they stated that the saturation with water enhanced the weakening particularly in sandstone, had a little effect in granite, and had negligible effect in basalt.

The objective of this study is to investigate the influence of water saturation on the reduction in the Brazilian tensile strength (BTS) of a granite type (Rosa Minho) treated with microwave energy. Because the BTS has been widely employed in the majority of rock cutting theories, it was preferred in the study. The BTS tests were carried out on the oven-dried, semi-saturated and saturated specimens.

2 EXPERIMENTAL STUDIES

A granite type called Rosa Minho belonging to Spain was used in the study. Thin section was prepared to determine the mineralogical composition and the petrographical characteristic of the sample. The microphotograph, the mineralogical composition and the petrographical

description of the sample are shown in Table 1. The density and the porosity values of the rock were also measured. The density is 2.58 g/cm³ and the porosity is 1.06 %.

The seventeen disc specimens were prepared from the block samples for the BTS tests (Fig. 1). The tests were carried out according to the ASTM (2016) standards.

Table 1. The microphotograph and the mineralogical properties of the sample.

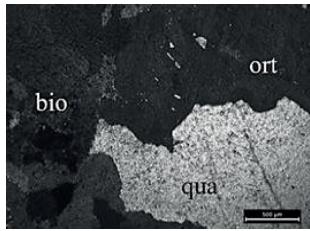
Microphotograph of the sample	Main Texture	Specific Texture	Alteration	Mineralogical Composition
	Holocrystalline Hypidiomorph granular	Perthitic Poiclitic	Clay Sericite Chlorite	Orthoclase (27%) Microcline (3%) Quartz (27%) Plagioclase (12%) Biotite (12%) Sericite (9%) Chlorite (8%) Epidote (3%)



Fig. 1. Some of the disc specimens used in the tests.

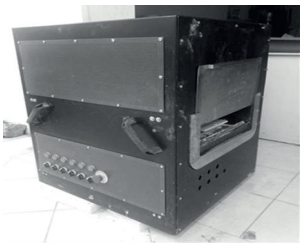


Fig. 2. The microwave oven used in the study.

Applied power and treatment time are the two important parameters in microwave treatment experiments. Since the microwave oven used in this study had a maximum capacity of 6 kW, the applied power was selected as 6 kW. Considering previous studies (Kahraman et al., 2020), the treatment time was chosen as 120 s.

First, the BTS values of the untreated specimens were determined. The average BTS value of the dry rock was found to be 9.30 MPa. Three specimens were dried with an oven at 105°C for 24h. After cooling period, the specimens were treated by microwave at 6 kW power for 120s using an industrial microwave oven with a frequency of 2.45 GHz. Other three specimens were saturated with tap water until their mass did not change, then they were treated by microwave at 6 kW power for 120s. The remaining three specimens were fully saturated and the they were

left to dry. The semi-saturated conditions (50 %) of the specimens were determined by measuring their masses during drying period. Later on they were treated by microwave at 6 kW power for 120 s. The surface temperature of each specimen was measured with an infrared gun before the microwave irradiation and immediately after removing the sample from the microwave oven (Fig. 3). As soon as the temperatures of the samples were measured, the BTS tests were carried out on the hot specimens.



Fig. 3 The measurement of surface temperature of the specimens with an infrared gun

3 RESULTS AND DISCUSSIONS

The results of the microwave treatment tests are given in Table 2. After the treatment of the specimens by microwave at 6kW power for 120s, while the temperature reached 100.3°C for the dry specimens, the temperatures of the semi-saturated and fully saturated specimens raised to 209.8°C and 217.2°C, respectively. The BTS of the dry specimens was decreased from 9.30 MPa to 8.65

MPa. The BTS of the semi-saturated and fully saturated specimens were reduced to 7.40 MPa and 7.19 MPa, respectively. The strength losses due the microwave treatment were also calculated. The losses in BTS values are 6.9 %, 22.8 % and 22.7 % for the dry, semi-saturated and fully saturated specimens, respectively.

Fig. 4 shows the relation between the surface temperature and saturation degree for the microwave treated specimens. The surface temperature of the specimens increased rapidly until the saturation degree of 50 %, and then increased slowly. The temperature was doubled for the saturation degree of 50 % compared to the temperature of the dry specimens. Peinsitt et al. (2010) showed that the heating rates in fully saturated samples were doubled for granite compared to the dried samples at treatment of 3 kW power. The result of this study is similar to the study of Peinsitt et al. (2010). The slight difference is due to the fact that the applied power and the treatment durations are different in each study.

Table 2 The results of the microwave treatment tests.

Sample condition	Sample code	Surface temperature before treatment (°C)	Surface temperature after treatment (°C)	BTS* (MPa)	Strength loss (%)
Dry	1a	20.2	115.5	8.12	12.7
	1b	18.2	109.6	8.63	7.2
	1c	19.4	75.8	9.21	1.0
	Average	19.3	100.3	8.65	6.9
Semi-saturated	2a	18.3	222.3	7.29	21.6
	2b	20.1	207.4	7.72	17.0
	2c	17.6	209.8	7.18	22.8
	Average	18.7	213.2	7.40	20.5
Fully Saturated	3a	20.5	206.2	7.67	17.5
	3b	18.4	212.6	7.23	22.3
	3c	19.7	232.8	6.67	28.3
	Average	19.5	217.2	7.19	22.7

* The average BTS values of the dry and saturated rock are 9.30 and 8.98 MPa, respectively.

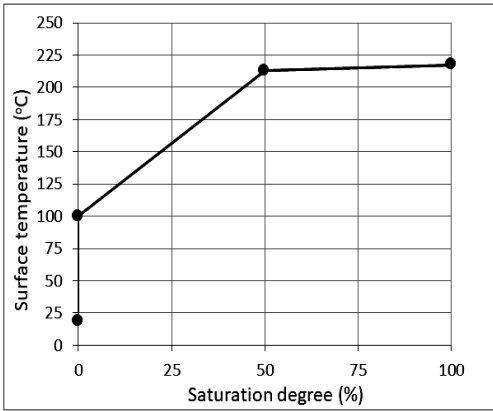


Fig. 4. The relation between surface temperature and saturation degree

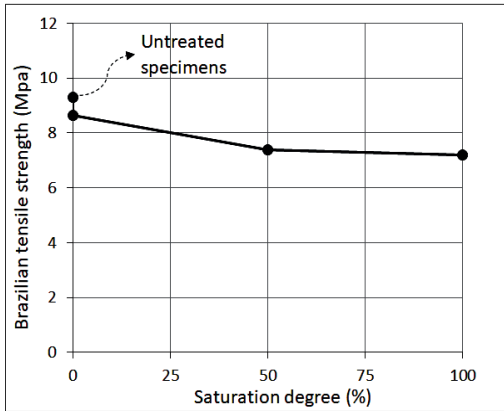


Fig. 5. The relation between the BTS and saturation degree for the treated specimens

surface temperature of a basalt specimen was 250°C, the internal temperature was 440°C. Therefore, the internal temperatures of the tested specimens are most probably higher than the measured surface temperatures.

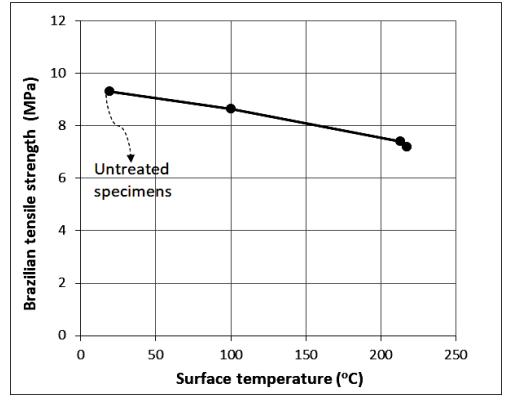


Fig. 6 The relation between the Brazilian tensile strength and surface temperature for the treated specimens

It is difficult to make a comparison between the results of this study and the study carried out by Peinsitt et al. (2010). The weakening of granite was evaluated by Peinsitt et al. (2010) using the P-wave velocity. But, the indirect tensile strength was used in this study for the evaluation of the weakening of granite. Since there is no exact correlation always between the P-wave velocity and the strength, the decrement in the P-wave velocity may not reflect the exact decrement in the strength. On the other hand, while Peinsitt et al. (2010) was applied 3 kW microwave energy for the different exposure times, 6 kW microwave energy was applied for 120 s in this study. The porosity of the granite was not also given by Peinsitt et al. (2010). A rock with a high porosity will absorb more water and will be affected from the microwave energy more than that of the low-porosity rock.

There are some studies on the microwave assisted cutting of hard rocks in the literature. Hartlieb and Grafe (2017) treated a large granite block with 24 kW microwave energy for the time of 30 s and then cut by a linear cutting machine using a conical cutter. They showed that the reduction of cutting forces was approximately 10 %. Hartlieb et al. (2017) also revealed that the cutting force and the specific energy values of a granite were decreased by 22 % and 6.3–29.8 %, respectively, at the exposure time of 45 s with 24

As indicated in Fig. 5, the BTS values of the specimens decreased rapidly until the saturation degree of 50 % and then decreased slowly. Most of the strength loss due to the saturation was occurred for the saturation degree of 50 %.

The relation between the BTS and surface temperature is illustrated in Fig. 6. Increasing the surface temperature decreases the BTS value. It should also be noted that even at 100°C, significant losses were observed in the BTS values. The temperature of 100°C is low to create damage in the structure of rock. However, the surface temperatures of the specimens are measured. The inner temperature of an object heated by microwave energy is higher than that of the surface temperature because microwave heats objects internally (Hartlieb et al., 2012; Peinsitt et al., 2010). Hartlieb et al. (2012) stated that while the

kW microwave power. It is known that there is a correlation between specific energy and rock strength. Therefore, considering that microwave energy reduces strength more due to water saturation, it can be said that water saturation will play an important role in reducing the specific energy in microwave assisted rock excavation.

CONCLUSIONS

The role of water saturation was investigated on the decrement in the BTS of a granite type irradiated by microwave energy. After the microwave treatment of the specimens at 6kW power for 120 s, it was observed that the temperature of the fully saturated specimens was about doubled compared to the temperature of the dry specimens. The BTS of the fully saturated specimens was decreased significantly (22.7 %) compared to BTS of the dry specimens. Most of the temperature increment and the strength loss due to the saturation was observed at the saturation degree of 50 %.

It can be concluded that water content influences significantly the decrement in the BTS of the granite treated by microwave. Further research is necessary to check the validity of the results for the other granite types.

REFERENCES

ASTM, 2016. Standard test method for splitting tensile strength of intact rock core specimens. D3967–16.

Hartlieb, P., Leind, M., Kuchar, F. and Antretter, T., Moser, P., 2012. Damage of basalt induced by microwave irradiation. *Minerals Engineering*, 31, 82–89.

Hartlieb, P. and Grafe, B., 2017. Experimental study on microwave assisted hard rock cutting of granite. *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte*, 162(2), 77–81.

Hartlieb, P., Grafe, B., Shepel, T., Malovyk, A. and Akbari, B., 2017. Experimental study on artificially induced crack patterns and their consequences on mechanical excavation processes. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 100, 160–169.

Hassani, F. and Nekoovaght, P., 2011. The development of microwave assisted machineries to break hard rocks. *Proceedings of the International Symposium on Automation and Robotics in Construction*, Seoul- Kore, 29 June-July 2011.

Hassani, F., Nekoovaght, P.M. and Gharib, N., 2016. The influence of microwave irradiation on rocks for microwave assisted underground excavation. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 8, 1-15.

Kahraman, S., Canpolat, A.N. and Fener, M., 2020. The influence of microwave treatment on the compressive and tensile strength of igneous rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 129, 104303.

Lu, G.M., Feng, X-T., Li, Y-H., Hassani, F. and Zhang, X., 2019. Experimental Investigation on the Effects of Microwave Treatment on Basalt Heating, Mechanical Strength, and Fragmentation. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 52, 2535–2549.

Motlagh, P.N., 2009. An investigation on the influence of microwave energy on basic mechanical properties of hard rocks. MSc Thesis, Dissertation at Concordia University.

Nejati, H., Hassani, F. and Radziszewski, P., 2012. Experimental Investigating of Fracture Toughness Reduction and Fracture Development in Basalt Specimens under Microwave Illumination. *Proceedings of the 13th ASCE Aerospace Division Conference on Engineering, Science, Construction, and Operations in Challenging Environments*, California, April 15-18, 2012.

Peinsitt, T., Kuchar, F., Hartlieb, P., Moser, P., Kargl, H., Restner, U. and Sifferlinger, N.A., 2010. Microwave heating of dry and water saturated basalt, granite and sandstone. *International Journal of Mining and Mineral Engineering*, 2, 18-29.

Satish, H., Ouellet, J., Raghavan, V. and Radziszewski, P., 2006. Investigating microwave assisted rock breakage for possible space mining applications. *Mining Technology*, 115 (1), 34-40.

Investigating the deformation modulus of some igneous rocks using genetic algorithm and artificial neural networks

Bazı magmatik kayaların deformasyon modülünün genetik algoritma ve yapay sinir ağları kullanılarak incelenmesi

E. Köken

Abdullah Gul University, Nanotechnology Engineering Department, 38100, Kayseri – Turkey

A. Özarslan

Zonguldak Bulent Ecevit University, Mining Engineering Department, 67100, Zonguldak – Turkey

ÖZET: Kayaçların deformasyon özellikleri, çoğu jeomekanik problemin ele alınmasında çok önemli bir rol oynamaktadır. Ancak bu özelliklerin laboratuvarında tespiti maliyetli olup, özel ekipmanlar gerektirmektedir. Bu nedenle, bu özellikleri farklı teknikler kullanarak tahmin etmek için birçok girişimde bulunulmuştur. Bu çalışmada, Türkiye'nin çeşitli yerlerinde bulunan bazı magmatik kayaların teğetsel Young Modülünü (E_{ti} , GPa) tahmin etmek için çeşitli yapay zeka yöntemleri kullanılmıştır. Genetik algoritma (GA) ve yapay sinir ağı (ANN) yöntemlerine dayalı güçlü tahmin modelleri oluşturulmuştur. Bu analizlerde kuru birim hacim ağırlık (γ_d , kN/m³), görünür gözeneklilik (n_e , %), ve tek eksenli basınç dayanımı (UCS, MPa) gibi temel fizikomekanik kaya özellikleri benimsenmiştir. Geliştirilen modellerin performansı, çeşitli istatistiksel göstergeler kullanılarak değerlendirilmiş ve önerilen modellerden tahmin edilen sonuçlar birbiriyle karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak, yapay sinir ağlarına dayalı tahmin modelinin incelenen magmatik kayaların E_{ti} değerini tahmin etmek için en uygun araç olduğu sonucuna varılmıştır.

ABSTRACT: The deformation properties of rocks play a crucial role in handling most geomechanical problems. However, the determination of these properties in the laboratory is costly and necessitates special equipment. Therefore, many attempts have been made to estimate these properties using different techniques. In this study, various soft computing methods were employed to predict the tangential Young Modulus (E_{ti} , GPa) of some igneous rocks located in various parts of Turkey. Strong predictive models were established based on genetic algorithm (GA) and artificial neural networks (ANN) methods. In these analyses, fundamental physicomechanical rock properties such as dry unit weight (γ_d , kN/m³), effective porosity (n_e , %) and uniaxial compressive strength (UCS, MPa) were adopted. The performance of the established models was assessed using several statistical indicators, and the results predicted from the proposed models were compared to one another. Consequently, it was concluded that the empirical model based on the ANN was found to be the most convenient tool for estimating the E_{ti} of the investigated igneous rocks.

1 INTRODUCTION

Tangential Young modulus of intact rock (E_{ti}) is a critical parameter widely used in estimating the rock mass elastic modulus as an input parameter (Nicholson and Bieniawski 1990; Mitri et al. 1994; Kayabasi et al. 2003; Hoek and Diederichs 2006;). It is also used to perform stability analyses of rock formations (Bidgoli et al. 2013; Xu et al. 2016). Based on different physical and mechanical rock properties, several researchers employed regression analyses to estimate E_{ti} of various rock types (Dinçer et al. 2004; Moradian and Behnia 2009; Yılmaz and Yüksek 2009). Although regression-based predictive models are an easy and practical way to estimate the E_{ti} , they frequently

fail to capture some gaps and uncertainties in the dataset (Roy and Singh 2020).

Therefore, most regression-based predictive models are site-specific and valid for a specific area of interest (Pappalardo 2015). Therefore, based on modern rock mechanics and rock engineering approaches, the common argument is that the performance of the soft computing methods is better than regression-based models in estimating the E_{ti} .

In the light of the above explanations, the present study introduces several predictive models to estimate the E_{ti} of some igneous rocks from Turkey based on genetic algorithm (GA) and artificial neural networks (ANN). For this purpose, representative rock sampling was conducted to

determine some physical and mechanical properties of the igneous rocks.

Then, GA and ANN analyses were performed to establish some predictive models for the evaluation of E_{ti} . The details and implementation of these soft computing methods are given in the following sections.

2 MATERIALS AND METHODS

Representative rock blocks were obtained from five different locations in Turkey. A total of 35 rock blocks were used to prepare core samples for laboratory studies (Table 1).

Table 1. Sampling locations of the investigated rocks

Rock type	Location	Number of rock blocks obtained
Granodiorite	Havran/Balıkesir	7
Andesite	Havran/Balıkesir	7
Basalt	Ilıca/Kutahya	7
Gabbro	Yenice/Karabuk	7
Diorite	Gökcebey/Zonguldak	7

The physical and mechanical properties were determined in accordance with the methods suggested by the International Society of Rock Mechanics (ISRM, 2007). Effective porosity (n_e , %) and dry unit weight (γ_d , kN/m³) were determined using a desiccator filled with distilled water at $20 \pm 2^\circ\text{C}$. For the determination of uniaxial compressive strength (UCS), a stiff loading machine (2000 kN) was used. The determination of E_{ti} values was based on using linear variable differential transformers (LVDTs) that were attached to the core samples during axial loading. For each physicommechanical test on individual igneous rocks, at least three core samples with proper dimensions were used and average values obtained from laboratory studies were presented in this study.

3 LABORATORY STUDIES

The laboratory test results are given in Table 2. According to the laboratory test results, the UCS ranged from 73 to 210 MPa, while the E_{ti} was between 20 and 75 GPa (Table 2). Considering the UCS values in Table 2, the investigated igneous rocks were identified from strong rock to very strong rock, according to ISRM (2007).

Before performing the soft computing analyses, the correlations between the independent variables

(i.e., γ_d , n_e , BTS and UCS) and E_{ti} were also revealed by Pearson’s correlation analyses (Table 3). Accordingly, the γ_d , n_e , and UCS are highly associated with the E_{ti} of the investigated rocks. Therefore, these three parameters were attempted in GA and ANN analyses.

Table 2. Laboratory test results

Rock type	γ_d (kN/m ³)	n_e (%)	BTS (MPa)	UCS (MPa)	E_{ti} (GPa)
Granodiorite	26.28	0.89	6.52	160.04	69.74
	28.56	0.90	6.45	148.92	68.81
	27.08	0.84	7.28	141.81	71.71
	26.77	0.79	7.41	156.13	63.57
	28.01	0.68	7.82	154.60	60.39
	28.32	0.87	6.85	149.55	73.72
	26.37	0.93	5.38	132.92	69.97
Andesite	23.82	1.78	6.08	95.21	20.99
	23.57	2.19	6.04	83.17	22.84
	24.09	1.91	5.47	85.52	23.15
	24.18	2.05	6.27	87.97	23.19
	24.22	2.09	5.66	86.37	20.45
	23.62	1.99	6.46	73.05	22.55
	24.04	2.24	5.71	81.82	24.19
Basalt	26.50	0.60	20.25	162.90	48.30
	26.59	1.16	16.46	129.55	56.46
	26.64	1.19	18.04	145.14	58.29
	26.38	1.04	16.65	131.87	53.17
	26.66	1.12	18.52	139.42	50.06
	26.53	0.90	16.43	136.17	41.32
	27.38	0.67	15.32	136.52	55.71
Gabbro	27.94	0.19	25.31	191.21	75.47
	28.26	0.22	24.55	166.47	71.69
	28.64	0.21	21.52	175.50	62.27
	28.20	0.26	20.91	178.66	60.45
	27.57	0.13	19.87	209.72	72.87
	28.50	0.18	21.43	179.52	66.86
	28.26	0.13	17.01	158.77	67.24
Diorite	27.65	1.07	5.91	121.65	35.36
	27.68	1.19	7.66	102.32	29.28
	27.46	1.51	7.21	116.59	35.26
	27.59	1.43	7.05	112.21	30.48
	26.92	0.98	7.42	96.51	32.74
	27.63	1.26	6.68	110.06	34.67
	27.61	0.96	6.88	134.49	31.27

Table 3. Pearson's correlation analysis results

Parameter	γ_d (kN/m ³)	n_e (%)	BTS (MPa)	UCS (MPa)
Pearson's correlation coefficient, r	0.683	-0.830	0.545	0.878

4 PREDICTIVE MODELS BASED ON SOFT COMPUTING ANALYSES

4.1. Genetic Algorithm

The GA is an evolutionary-based algorithm that produces an explicit mathematical formulation series between dependent and independent variables. The GA was first developed by Ferreira (2001), and for the past two decades, the GA has gained popularity among researchers in various engineering fields. The GA functions by using some independent variables (x_1, x_2), constants (c_1, c_2) and some numerical operators (+, -, x, /, min, max, exp, log etc.). It tries to find some empirical formulae based on some sub-expression trees (SubETs). Based on these SubETs, the GA generates some functions and combines them with a linking function (e.g., addition or multiplication). Finally, it creates a predictive model for the relevant dependent variable.

The GEP analyses were performed using GeneXproTools software in this study. Several number of chromosomes, head sizes, and numerical operators were attempted to obtain the most feasible predictive model. In the GA analyses, the number of chromosomes, head sizes, and gene sizes were assigned to 10, 5, and 3, respectively. The linking function was the addition, and root mean square error (RMSE) was regarded as the fitness function.

The SubETs obtained from the GA analyses are given in Fig 1. The mathematical expressions of given SubETs are listed in Table 4. Based on these mathematical expressions, the E_{ti} can be estimated using Eq 1. In this model, the γ_d , n_e , and UCS values were considered together for the evaluation of E_{ti} .

$$E_{ti} = 0.9454 \sum_{i=1}^3 x_i + 2.2342 \quad (1)$$

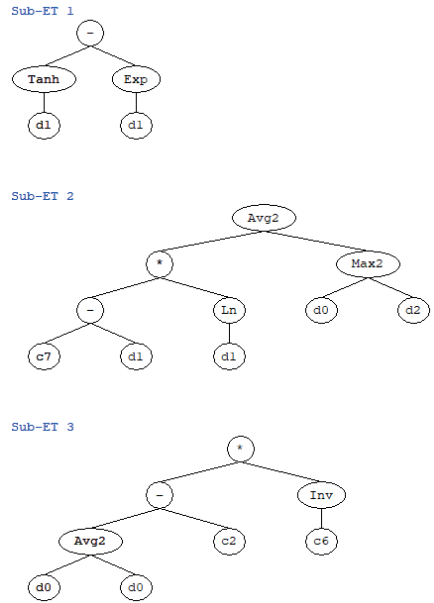


Fig 1. SubETs for the developed GA method (d_0 : γ_d , d_1 : n_e , d_2 : UCS, $g2c7$: 4.6468, $g3c2$: 2.4182, $g3c6$: -1.7010)

Table 4. Mathematical expressions of the SubETs.

SubET	Empirical formula
x_1	$\text{Tanh}(n_e) - \exp(n_e)$
x_2	$\frac{(4.6468 - n_e) \times \ln(n_e) + \max(\gamma_d, \text{UCS})}{2}$
x_3	$1.4216 - 0.5879\gamma_d$

4.2. Artificial Neural Networks

The artificial neural network (ANN) has been widely adopted to predict several dependent variables based on complex datasets. It is a well-accepted method in most engineering problems. In this study, the neural network toolbox (nntool) was utilized to establish several neural networks in the MATLAB environment. Various possible network architectures with variable independent parameters, hidden layers, and neurons were attempted to determine the most reliable ANN structure. For estimating the E_{ti} , the most convenient ANN architecture was found to be 2–6–1 (Fig. 2). In other words, the n_e and UCS values were adopted in the ANN analyses. To increase training efficiency during ANN analyses, the dataset was also normalized between -1 and 1, using Eq 2.

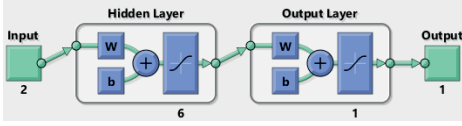


Fig 2. ANN architecture adopted in this study.

$$V_n = 2 \left(\frac{X_i - X_{\min}}{X_{\max} - X_{\min}} \right) - 1 \quad (2)$$

where x_i is the relevant parameter to be normalized, $x_{\min}$, and $x_{\max}$ are the minimum and maximum values in the dataset (Table 2).

Based on the above explanations, the E_{ti} values can be estimated using Eq 3. The subfunctions of Eq 3 are listed in Table 5.

$$E_{ti} = 26.847 \tanh \left(\sum_{i=1}^6 A_i + 1.6608 \right) + 47.771 \quad (3)$$

Table 5. Subfunctions of the proposed ANN model.

A ₁	$-0.9122 \tanh(0.91651^n n_e - 3.158^n UCS - 2.1349)$
A ₂	$-3.2188 \tanh(2.3736^n n_e - 7.8799^n UCS - 1.1045)$
A ₃	$4.2306 \tanh(-4.4116^n n_e + 15.042^n UCS - 1.3479)$
A ₄	$2.1588 \tanh(4.3768^n n_e + 6.7038^n UCS - 1.3751)$
A ₅	$7.7027 \tanh(1.4251^n n_e - 4.3854^n UCS + 0.16107)$
A ₆	$0.75394 \tanh(-5.7809^n n_e - 2.3114^n UCS - 3.3794)$
Normalization functions	
$^n n_e = 0.9488 n_e - 1.1233$	
$^n UCS = 0.0146 UCS - 2.069$	

5. RESULTS AND DISCUSSION

Based on the GA and ANN analyses, two predictive models (Eq. 1, Eq. 3) were developed. The predicted and measured E_{ti} values for these models are plotted in Fig 3. Accordingly, the performance of the ANN model is much better than the GA model. The correlation of determination value (R^2) of GA and ANN models was found to be 0.78 and 0.93, respectively. The RMSE values for GA and ANN models were 8.84 and 4.90, respectively.

The performance of the proposed ANN model is also compared to the previous literature in Table 6. It is clear from Table 6 that mineralogical, physical, and mechanical rock properties were adopted to estimate the E_{ti} for different rock types.

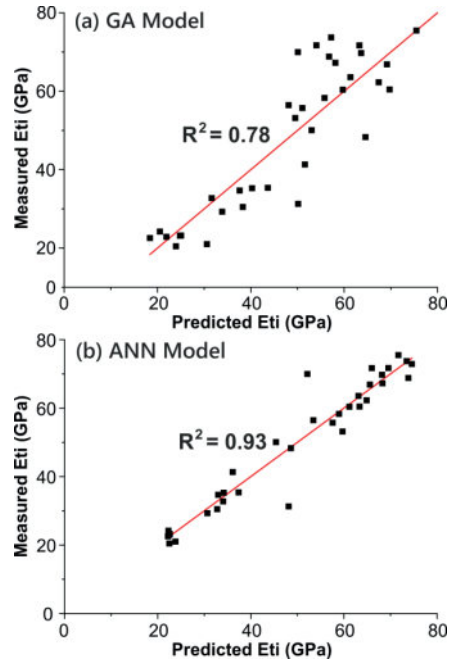


Fig 3. Predicted and measured E_{ti} values a) GA model b) ANN model

Table 6. Comparison of the ANN-based methods for the evaluation of E_{ti} .

Rock type	Independent variable	ANN architecture	R^2	Reference
Gypsum	SHV, Is_{50} , w_a , V_p	4-9-1	0.89	Yılmaz and Yüksek (2009)
Limestone, Marl, Dolomite	UCS, n_c , ρ_d , V_p	4-4-1	0.93	Heidari et al. (2010)
Granite	ρ_d , V_p , Q, Plg.	4-4-1	0.92	Armaghani et al. (2015)
Limestone	γ_d , SHV, n_c , V_p , Id_4	5-2-1	0.71	Yağız et al. (2012)
Limestone	E_d , v_d	2-9-1	0.92	Aboutaleb et al. (2018)
Sandstone	n_c , V_p , S_c , Q	4-4-1	0.95	Köken (2021)
Granodiorite, Andesite, Basalt, Gabbro, Diorite	n_c , UCS	2-6-1	0.93	The present study

Explanations: SHV: Shore hardness value, Is_{50} : Corrected pointed load strength, w_a : Water absorption by weight, V_p : Pulse wave velocity, n_c : Effective porosity, ρ_d : Dry density, Q: Quartz content, Plg: Plagioclase content, γ_d : Dry unit weight, Id_4 : Slake durability index after forth cycle, E_d : Dynamic Young modulus, v_d : Dynamic Poisson's ratio, S_c : Sorting coefficient, UCS: Uniaxial compressive strength.

In this context, the use of n_c and UCS seems appropriate for the evaluation of E_{ti} . In addition, the performance of the ANN-based model established in this study is better than most of the reviewed literature (Table 6). Therefore, this model (Eq. 3) can be reliably used to estimate the E_{ti} of igneous rocks. However, the model should be improved by increasing the number of datasets in further studies.

6. CONCLUSIONS

In this study, two different predictive models were introduced to estimate the E_{ti} of various igneous rocks from Turkey based on GA and ANN analyses. For this purpose, physical and mechanical rock properties such as γ_d , n_c , and UCS were adopted during the soft computing analyses. As a result of soft computing analyses, it was determined that the performance of the ANN-based predictive model is much better than the GA-based predictive model. Therefore, it can reliably be used to estimate the E_{ti} of the investigated rock types. In addition, mathematical expressions behind the ANN analysis results were presented in this study to let users implement this model more efficiently. In this manner, the present study can be declared as a case study showing the applicability of several soft computing tools to estimate the E_{ti} of igneous rocks. Nevertheless, the models established in this study should be improved by adding new datasets with various independent variables in future studies.

REFERENCES

- Aboutaleb, S., Behnia, M., Bagherpour, R., Bluekian, B. 2018. Using non-destructive tests for estimating uniaxial compressive strength and static Young's modulus of carbonate rocks via some modeling techniques. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 77(4), 1717-1728.
- Armaghani, D.J., Tonnizam Mohamad, E., Momeni, E., & Narayanasamy, M. S. (2015). An adaptive neuro-fuzzy inference system for predicting unconfined compressive strength and Young's modulus: a study on Main Range granite. *Bulletin of engineering geology and the environment*, 74(4), 1301-1319.
- Bidgoli, M. N., Zhao, Z., Jing, L. 2013. Numerical evaluation of strength and deformability of fractured rocks. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 5(6), 419-430.
- Dinçer, I., Acar, A., Çobanoğlu, I., Uras, Y. 2004. Correlation between Schmidt hardness, uniaxial compressive strength and Young's modulus for andesites, basalts and tuffs. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 63(2), 141-148.
- Ferreira C. 2001. Gene expression programming: A new adaptive algorithm for solving problems, *Complex Systems*, pp. 13
- Heidari, M., Khanlari, G. R., Momeni, A. A. 2010. Prediction of elastic modulus of intact rocks using artificial neural networks and non-linear regression methods. *Australian Journal of Basic and Applied Sciences*, 4(12), 5869-5879.
- Hoek, E., Diederichs, M. S. 2006. Empirical estimation of rock mass modulus. *International journal of rock mechanics and mining sciences*, 43(2), 203-215.
- ISRM 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974–2006. In: Ulusay R, Hudson JA (eds) *Suggested methods prepared by the commission on testing methods*. Int. Soc. Rock Mech. (ISRM), Ankara, Turkey
- Kayabasi A, Gokceoglu C, Ercanoglu M, 2003. Estimating the deformation modulus of rock masses: a comparative study, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 40: 55–63
- Köken, E. 2021. Assessment of Deformation Properties of Coal Measure Sandstones Through Regression Analyses and Artificial Neural Networks. *Archives of Mining Sciences*, 66(4), 523-542.
- Mitri, H.S., Edrissi, R., Henning, J. 1994 Finite element modelling of cable bolted stopes in hard rock ground mines. In: Presented at the SME Annual Meeting. New Mexico, Albuquerque, pp 94–116.
- Moradian, Z. A., Behnia, M. 2009. Predicting the uniaxial compressive strength and static Young's modulus of intact sedimentary rocks using the ultrasonic test. *International Journal of Geomechanics*, 9(1), 14-19.
- Nicholson, G. A., Bieniawski, Z. T. 1990. A nonlinear deformation modulus based on rock mass classification. *International journal of Mining and geological engineering*, 8(3), 181-202.
- Pappalardo, G. (2015). Correlation between P-wave velocity and physical–mechanical properties of intensely jointed dolostones, Peloritani mounts, NE Sicily. *Rock mechanics and rock engineering*, 48(4), 1711-1721.
- Roy DH, Singh TN (2020) Predicting deformational properties of Indian coal: soft computing and regression analysis approach *Measurement*, 149: 106975
- Xu, H., Zhou, W., Xie, R., Da, L., Xiao, C., Shan, Y., & Zhang, H. (2016). Characterization of rock mechanical properties using lab tests and numerical interpretation model of well logs. *Mathematical Problems in Engineering*, 2016.
- Yagiz, S., Sezer, E. A., & Gokceoglu, C. (2012). Artificial neural networks and nonlinear regression techniques to assess the influence of slake durability cycles on the prediction of uniaxial compressive strength and modulus of elasticity for carbonate rocks. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 36(14), 1636-1650.
- Yilmaz I, Yuksek G (2009) Prediction of the strength and elasticity modulus of gypsum using multiple regression, ANN, and ANFIS models, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 46: 803–810

Sultanhanı kaya tuzunun uzun dönem sünme davranışı (Sünme aparat tasarımı ve deney sonuçları)

Long-term creep behavior of Sultanhanı rock salt (Creep apparatus design and test results)

D. Arıkan

Hacettepe Üniversitesi Ankara/TÜRKİYE

M. G. Şenyur

Ankara/TÜRKİYE

ÖZET: Bu yazıda kaya tuzunun uzun dönem davranışlarının deneysel çalışması sunulmaktadır. Deneysel çalışmaların sonuçları depo açıklığının duraylılığı yönünden değerlendirilmiştir. Kaya tuzu örnekleri, içinde doğal gaz deposu açılması planlanan Sultanhanı/Aksaray tuz domundan alınmıştır. Deneyler iki grupta yapılmıştır. Birinci grup üç eksenli basma deneyleri ikinci grup ise üç eksenli uzun dönem (sünme) deneyleridir. Kısa dönem deneyler ODTÜ kaya mekaniği laboratuvarında yapılmıştır. İkinci grup deneyler için, bir üç eksenli sünme aparatı tasarlanıp, yapılmıştır. Elde edilen sünme verileri ile Burger ve Kelvin modellerinin kombinasyonu olan reolojik model geliştirilmiştir.

ABSTRACT: An experimental study of the long-term behavior of rock salt is presented. The results of the experimental studies were evaluated with respect to the durability of the storage opening. Rock salt samples were taken from the Sultanhanı/Aksaray salt dome. Experiments were divided in two groups. The first group is triaxial compression tests and the second group is triaxial long term (creep) tests. For the second group of experiments i.e. creep tests, in which natural gas storage is to be opened, a triaxial creep apparatus was designed and constructed. A rheological model, which is a combination of Burger and Kelvin models, was developed for the obtained creep.

1 GİRİŞ

Türkiye dışa bağımlı doğalgaz tüketen bir ülkedir. Zaman içinde olabilecek kullanım dalgalanmalarını karşılayabilmek için depolama gerekmektedir. Genel olarak kaya tuzu birimlerinin gaz ve sıvılara çatlaklara karşı zamanla kendiliğinden iyileşme özelliklerine sahip oldukları kabul edilmektedir (Lux ve Rokahr, 1981). Depolama amaçlı açıklıkların duraylılığının değerlendirilmesinde aşağıdaki öğeler göz önüne alınır, (Jeremic, 1994);

- Açıklığın konumu ve derinliği
- Depolama ortamında etkili olan birincil gerilmeler
- Açıklık geometrisi (şekil, yükseklik, genişlik, hacim)
- Açıklıklar arası mesafe
- Kaya tuzunun mekanik özellikleri ve davranışları, olası deprem etkileri

Jeostatik yer basıncı birincil gerilme alındığında, mevcut derinlik ve tasarlanan geometri ile oluşan ikincil gerilmeler dağılımı mekanikteki ilişkilerle hesaplanır (Saada, 1974). Depo çevresi kayacı bu gerilmeler altında kısa ve uzun dönemli duraylı kalmalıdır.

Bu çalışmada kaya tuzunun yük altında sünme davranışı deneyleri için üç eksenli sünme aparatı tasarlanarak yapılmıştır. Konu elde edilen sonuçlarının değerlendirilmesi ve yorumudur. (Cristescu, 1989; Hunsche, 1994). Literatürde kaya tuzunun sabit yük altında ve uzun süre gerilme-birim deformasyon ilişkileri çok çalışılmıştır ve analizler üç grupta toplanmıştır. Bunlardan birincisi ilişkileri grafik denklemleri kullanarak görgül matematiksel denklemlerle ifade etmektir. (Jeffrey, 1952; Carter ve Hansen, 1983; Gunther ve Salzer, 2007). İkinci yaklaşımda kaya tuzunun davranışının mikro analizinden (dislokasyon vb.) giderek yapısal denklemler (Constitutive equations) geliştirilmiştir. (Hunsche, 1991; Cristescu, 1991; Munson ve Waversik, 1991). Üçüncü grup anlatım sünmenin en yaygın ve pratik

şekli olan reolojik modellerin kullanılmasıdır (Jeoger ve Cook, 1969; Passaris, 1979; Lindler ve Brady, 1981; Mrugula, 1981).

Bu çalışmanın amaçları iki grupta toplanabilir;

A Sünme aparatı tasarımı, bu aparatın yapımı, kullanılması ve sünme deneylerine yenilik katmaktır. Gerçeğe uygun bir depo tasarımı ve bu deponun duraylılığı tasarımı kullanılacak etken parametrelerin düşünülmesini gerektirir. Örneğin fiziksel faktör olarak sıcaklık önemli bir parametredir (Zulauf vd. 2007). Bu bağlamda deney sıcaklığını sabit bir değerde tutmak için (örnek 50 derece) sünme aparatına ek bir sistem geliştirilmesi düşünülmüştür.

B Yurdumuzun stratejik konumu ile doğalgaz ve yapılan nükleer santrale ait nükleer atıkların depolanması, depolama teknolojilerinin geliştirilmesi açısından önem kazanmıştır. Bu nedenle nükleer atık ve doğalgaz depolama konularına katkıda bulunmak ve ilgili disiplin dallarının dikkatini çekmek esas amacımızdır.

Bu bildiride yapılan deney verilerinin değerlendirilmesi görgül ifadelerin ortaya çıkarılmış, reolojik modeller ve bu modellere ait parametreler hesaplanmıştır. Ayrıca uzun vadeli depo duraylılığı için yeni bir görüş uygulanmaya çalışılmıştır.

2 ÜÇ EKSENLİ SÜNME APARATI TASARIMI

Sünme malzemelerin sabit yük veya gerilme altında zamana bağlı olarak gösterdikleri birim deformasyonlardır. Bu bağlamda; sünme, doğal gaz depolarının içinde açıldığı ortam kayacının davranışdır. Doğal gaz enerji yönünden değerlendirilirse depolamanın önemi anlaşılmaktadır. Depo tasarımı, depo kayacının mekanik davranışının incelenmesi ve açıklık gerilme hesaplamaları ile yapılır. Depo kayacı olarak alınan kaya tuzunun üç eksenli sünme davranışlarının incelenmesi temel etüt olmaktadır. Dolayısıyla uygun bir aparat tasarımı gerekmektedir. Tasarlanan sünme deney aparatlarında dikkat edilecek en önemli nokta uygulanan yükün veya gerilmenin deney süresi boyunca sabit tutulmasıdır. Bu bağlamda yaylı sistemler, ölü yüklemeli sistemler ve hidrolik sistemler kullanılarak çeşitli sünme deney aparatları tasarlanmıştır. Hulse ve Copley 1966 yılında yüksek sıcaklık değerlerinde ve basınç altında gerilme-birim deformasyon ve sünme verilerini kayıt edebilen üç aparat geliştirmiştir. Birçok tek eksenli sünme test donanımları literatürde tanımlanmıştır (Kreglo ve Smothers 1967, Clements ve Vyse 1966). Bunların bazılarının

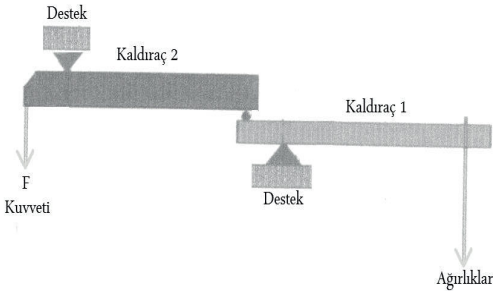
tasarımları karışık ve büyük idi. Smith ve Moore (1971) basit ve pahalı olmayan bir sünme aparatı geliştirmişlerdir. Deformasyon ölçer (LVDT) kullanarak birim deformasyonlar ölçmüşlerdir. Carroll ve Weiderhorn (1988) yaptıkları sünme aparatında vidalı düzenek yardımı ile yükleme blokları ve ayaklar kullanmışlardır. Sünme deneyi süresince uygulanan yükün sabit tutulması önemli bir konudur.

Bu çalışmada uygulanan düşey yükün sabit tutulması için yerçekimin kuvvetinden faydalanılmıştır. Yerçekimi kuvveti ile istenilen yük seviyelerinin elde edilebilmesi için de kaldırma düzeneği kullanılmıştır. Yanal yüklemede ise hidrolik basıncından faydalanılmış olup, bu yükün sabit tutulması için ise hidrolik yağ basıncını sabit tutabilen bir hidrolik ünite kullanılmıştır.

Tasarlanan aparat 3 kısımdan oluşmaktadır. Bunlar; düşey yükleme ünitesi, yanal yükleme ünitesi ve okuma ünitesidir.

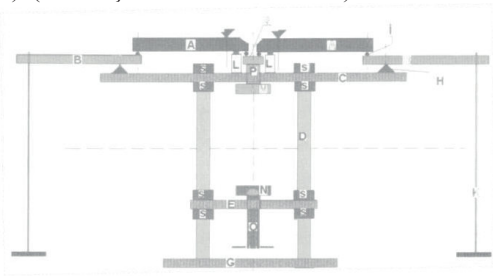
2.1 Düşey Yükleme Ünitesi

Arşimet'in formüle ettiği kaldırma kuvveti, destek noktası da denilen sabit bir nokta etrafında dönebilen sistemlere denilmektedir. Kaldırma kuvveti etrafında döndüğü noktaya destek denir. Uygulanan kuvvetin destek noktasına olan uzaklığına kuvvet kolu, yük ile destek arasındaki uzaklığa yük kolu ismi verilmektedir. Bir kaldırma kuvveti kolu, yük kolundan ne kadar uzun olursa, bu kaldırma kuvveti kaldırılacak yük de o kadar büyük olur. Kaldırma kuvveti, destek noktasının bulunduğu yere göre çift ve tek taraflı kaldırma kuvveti olmak üzere iki gruba ayrılır. Desteğin arada olduğu kaldırma kuvveti çift taraflı kaldırma kuvveti denir. Bu tip kaldırma kuvveti sayesinde kuvvet yönü değiştirilebilmektedir. Desteğin uçta olduğu kaldırma kuvveti ise tek taraflı kaldırma kuvveti denir. Bu ünite de çift taraflı kaldırma kuvveti ve ters destek kullanılarak aşağı yönde asılan ağırlıklar ile elde edilen yük sonucu Şekil 1'de gösterilen kaldırma sisteminin kuvvet kolu ucundan daha fazla bir kuvvet elde edilmiştir. Şekil 2'de, sistemin düşey yükleme kısmı gösterilmiştir. Düşey yük kaldırma kuvveti uçlarına asılan ağırlıklar ile sisteme sağlanmaktadır. Şekil 2'de A ve B ile gösterilen kaldırma kuvveti kollarının birbirlerine seri bağlanması ile yükü verecek kol mesafeleri kısalmıştır. Bu durumda A kaldırma kuvveti B kaldırma kuvveti kolundan da 4000kg'lık bir ağırlık elde edilmiştir.



Şekil 1 Kaldıraçlar

Şekilde gösterildiği üzere kaldıraç kollarına birbirlerine simetrik konarak toplamda sisteme uygulanan ağırlık 8000kg'a yaklaşmıştır (Çizelge 1). (Kaldıraç oranları $1/4 \times 1/4 = 1/16$).



Şekil 2 Üç Eksenli Sünme Deney Düzenineğin – Düşey Yükleme Kısım

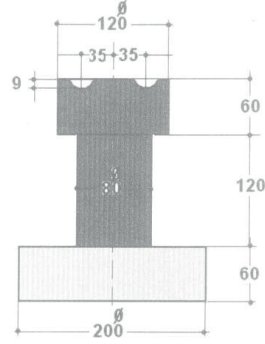
Kaldıraç kollarının taşıdıkları yüklere göre boyut hesaplamaları yapılmış olup kullanılan malzeme SD60 tür çelikten imal edilmiştir. Bu çeliğin kullanılmasının sebebi akma gerilmesinin 400 GPa değerlerinde olması ve düzenekte kollarda zamanla meydana gelebilecek bükülmeleri ortadan kaldırmasıdır.

Kullanılan mesnetler B kaldıraç kolunda üçgen şekilli, A kaldıraç kolunda ise daire şekilli seçilmiştir. Üst destek gövdesi 10 ton yük taşıyacak şekilde yine SD60 çelikten imal edilmiştir.

Alt bağlantı gövdesi, orta bölüm destek gövdesi ve üst destek gövdesinden geçerek sistemi bir araya getiren 2 adet dikey mil birbirlerine simetrik olacak şekilde CNC (torna) kullanılarak işlenmişlerdir. Kapasiteleri 15 ton olarak üretilmişlerdir ve üzerine açılan vida dişleri kare şeklindedir. Kare şekilli olmasının faydası plakaların sabitlenmesinden sonraki zamanda plakalardaki yürümeyi ortadan kaldırmaktır.

Ağırlıkların düzenekte asılı kalması için iki adet yük askısı (K) kaldıraç kollarının uçlarına bağlanmıştır. Plakaların sabitlenmesi için 8 adet blon imal edilmiştir. Kaldıraç kollarının ilettikleri

yükü örneklerle aktarmak için üst yükleme pistonu Şekil 3'deki gibi tasarlanarak imal edilmiştir.



Şekil 3 Üst Yükleme Pistonu (mm)

Düzenek aynı anda 3 adet örnek üzerinde sünme deneyi yapacak şekilde tasarlanmıştır. Düzenekte kullanılacak ağırlıklar 20 kg, 10 kg, 5 kg ve 2,5 kg'lık olarak imal edilmiştir.

2.2 Düşey Yükleme Ünitesi – Kalibrasyon Çalışmaları

Düzenek montajı yapıldıktan sonra, ilk yükleme olarak 200 kg'lık ağırlık asılarak bir load-cell bağlanmıştır. Load-cell' den alınan okumalar 1 ay boyunca belirli zaman dilimlerinde takip edilerek sistemde yük kaybı olup olmadığı incelenmiştir. Çizelge 1'de sisteme yükleme yapılırken load-cell'den okunan ağırlıklar gösterilmiştir. Çizelge 2'de ise yükleme işlemi bittikten sonra belirli zaman aralıkları ile sistem yük durumu takip edilmiş sonuçları verilmiştir.

Çizelge 1 Yükleme Anındaki Load-Cell Okumaları

Ağırlıklar (kg)	1.Yükleme	2.Yükleme
	Load Cell (kg)	Load Cell (kg)
0	140	140
40	820	780
80	1500	1350
120	2180	2080
160	2860	2770
200	3540	3460

Çizelge verilerine göre bir aylık zaman içinde sistemde 50 kg'lık bir yük kaybı gerçekleşmiştir. Bu kayıp miktarı ASTM D4406 numaralı standardında düşey yükleme miktarındaki belirlenen maksimum kayıp miktarının (%2) altında kalmıştır. Yerçekimi sayesinde belirlenen yüklerde zaman sınırı olmadan istenildiği kadar sabit tutulabilen bir yükleme sistemi elde edilmiştir.

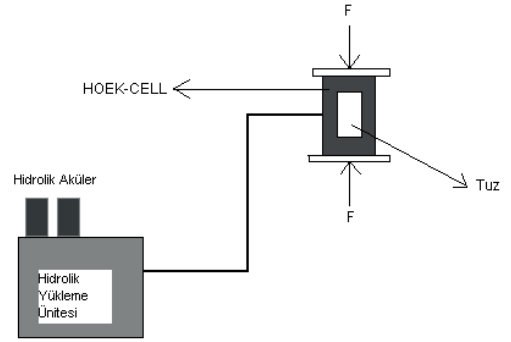
Çizelge 2 Yükleme Sonrası Load-Cell Okumaları

Tarih ve Saat	Load-Cell Okuma (kg)	Tarih ve Saat	Load-Cell Okuma (kg)	Tarih ve Saat	Load-Cell Okuma (kg)	Tarih ve Saat	Load-Cell Okuma (kg)
13.06 2008		15.06 2008		17.06 2008		19.06 2008	
11:45	3310	12:35	3300	14:25	3320	16:10	3310
11:50	3290	12:41	3290	14:27	3310	16:14	3300
11:53	3280	12:44	3290	14:29	3300	16:21	3290
12:00	3280	13:00	3280	14:32	3290	16:27	3280
12:15	3280	13:20	3280	14:35	3280	16:45	3280
12:30	3280	13:40	3280	15:25	3280	17:10	3280
23.06 2008		27.06 2008		02.07 2008		13.07 2008	
15:41	3310	16:28	3290	10:34	3260	15:21	3290
15:45	3300	16:30	3280	10:38	3260	15:26	3280
15:47	3290	16:32	3270	10:42	3250	15:29	3270
16:05	3280	16:38	3260	10:45	3240	15:40	3260
16:20	3280	16:52	3260	11:34	3240	16:00	3260
16:40	3280	17:15	3260	18:55	3240	16:25	3260

2.3 Yanal Yükleme Ünitesi

Yanal yükleme ünitesinde yükleme aparatı olarak kullanılan Hoek hücresi (Hoek-Cell) Şekil 4'de gösterilmiştir. Hoek hücreleri deneyde kullanılacak karot boyutlarına göre seçilmektedir. Asıl amacı basınçlı hidrolik yağı kendi içinde hapsederek örnek üzerinde çevresel (yanal) basıncı oluşturmaktır. Bu yanal basıncın sağlanmasında ve örnek ile hidrolik yağ arasında ki teması engellemek için Hoek hücresi içine membran (membrane) adı verilen plastik bir ceket yerleştirilmiştir. Bu ceket özel kalıpları içine plastik malzemesinin doldurulması ile tek parça olarak üretilmektedir. Kullanılan plastik malzeme hidrolik ile temas ettiği yumuşayabilme özelliği göstermektedir. Örnek üzerine etkiyen basınç arttıkça membran yumuşamakta ve örneği tam anlamıyla çevreleyen bir ceket haline dönüşmektedir. Bu sayede istenilen yanal (çevresel) basınç örnek üzerine uygulanabilmektedir. İstenilen yanal yük hidrolik yağ basıncı aracılığı ile sağlanacağı için üç eksenli sünme testi aparatının yanal yükleme ünitesi ölü yük (dead-load) yerine hidrolik yükleme ünitesi olarak tasarlanmıştır. Tasarlanan yanal yükleme ünitesi şematik olarak Şekil 4'de gösterilmektedir.

Öncelikle ünite kullanılmak üzere hidroliğin bir tankın içine konulması gerekmektedir. Hidrolik akışkanı depolayan, çalışma şartlarına uygun şekilde hazırlayan devre elemanlarına depo(tank) adı verilir. Isınan hidrolik akışkanın kolayca soğutulması için deponun alt kısmı hava akımı oluşturacak şekilde dizayn edilmelidir.



Şekil 4 Yanal yükleme ünitesi şematik gösterimi

Depo kapasitesi, hidrolik sisteme gerekli olan akışkan miktarına ve dağıtım sisteminin büyüklüğüne göre seçilir.

Tasarlanan aparat sünme deneylerinin yapılmasında kullanılacağından sistem sünme deneyi gereği 1 ay ile 1 yıl arası (deney koşullarına göre bu süre daha da uzayabilir) çalışması gerekmektedir. Bu süre boyunca sistemde yatay ve düşey basınçların sabit tutulması gerekmektedir. Düşey yükleme ünitesi tasarımı gereği uzun sürecek deneylerde, deneyi bozacak herhangi bir olumsuzluğa sebebiyet vermezken yanal yükleme ünitesi gerekli basıncı 0,55 kw'lık (380 volt) bir elektrik motoru sayesinde verebilmektedir. Ülkemiz elektrik şebekelerindeki düzensizlik sonucu, deney süresi boyunca olabilecek elektrik kesintileri deneyin bitirilememesine sebep olacaktır. Deney süresi boyunca belirli aralıklarda alınan deformasyon okumaları sonucu malzemenin (tuzun) sünme grafiği çizilebilmektedir. Dolayısıyla deney hiçbir aksaklığa maruz kalmadan bitirilmek zorundadır. Bu sebepten

dolayı yanal yüklem ünitese elektrik kesilme durumlarında elektrik enerjisi sağlayabilecek bir jeneratör düzeneği eklenmiştir. Şebeke elektriği ile yanal yüklem ünitesi arasına bağlanan bir pano aracılığı ile elektrik kesildiği anda jeneratörün devreye girerek yanal yüklem ünitesinin çalışmasını sürdürmesi sağlanmıştır. Elektrik tekrar geldiğinde panodaki özel şartlar sayesinde jeneratör 2 dk daha çalışıp (elektriğin tekrar kesilmesi ihtimaline karşılık) sisteme şebeke elektriğini verip kendisi kapanmaktadır. Jeneratör benzinle çalışmaktadır ve kapasitesi yanal yüklem ünitesinin tahrik motorunu çalıştırmaya uygundur. Böylece hem düşey yüklemde hem de yanal yüklemde uzun zaman içinde deney koşullarında aparattan kaynaklanan bir değişim veya bozulma olmayacaktır.

Hidrolik pompalar hidrolik depoda bulunan akışkanı istenilen basınç ve debide sisteme gönderen devre elemanıdır. Pompalar, mekanik enerjiyi hidrolik enerjiye dönüştürür. Hidrolik pompa dönmeye hareketini genelde bir elektrik motorundan alır. Seyyar(taşınabilen) sistemlerde ise, içten yanmalı motorlar kullanılır. Değişik yöntemlerle elde edilen dairesel hareket, uygun kavramlarla pompaya iletilir. Pompalar basınç oluşturmaz ancak akışkan hidrolik sistemde bir engelle karşılaştığında basınç oluşur. Bu pompa sayesinde sistemin hidrolik tankında bulunan hidrolik yağ hoek hüresinin içine sıkıştırılmaktadır. Kapasitesi 250 bar (25 MPa) dır. Yanal yüklem ünitesinin verebileceği maksimum yanal basınç değeri 20 MPa olarak belirlenmiş buna uygun aktarma elamanları seçilmiştir.

Dişli hidrolik pompalar biri çeviren diğeri de çevrilen olmak üzere iki dişliden meydana gelmiştir. Çeviren dişli motordan aldığı dönme hareketini çevrilen dişliye iletir. Böylece dişliler diş boşluklarına aldıkları akışkanı sisteme gönderir. Bu tip pompaların debisi sabittir. Pompa debisini arttırabilmek için diş boşlukları büyütülmelidir. Dönüş hareketi sonucu emiş tarafında vakum oluşarak, emme işlemi gerçekleşir. Hidrolik ünite tarafından üretilen hidrolik basıncının deney koşullarının gerektirdiği basınç değerlerinin ve ünite kapasitesinin üzerine çıkmaması gerekmektedir. Valf, hidrolik akışkanın gideceği yönü belirleyen, istenildiğinde yönünü değiştiren, akışkanın basıncını ve debisini kontrol eden devre elemanıdır. Valfler basıncı yükselen, sistemde işini bitiren ya da sisteme gitmesi istenmeyen akışkanı depoya gönderir.

Valflerin görevleri:

- Akışkanın yolunu açıp-kapatır.
- Akışkanın gideceği yönü değiştirir.

- Akışkanı depoya gönderir.
- Akışkanın debisini kontrol ederek alıcıların çalışma hızını ayarlar.
- Devre elemanlarını yüksek basınçlara karşı korur. Basıncı yükselen akışkanı depoya gönderir.
- Akışkanın basıncını kontrol ederek, devre elemanlarının belirli basınçlarda çalışmasını sağlar.
- Akışkanın basıncını, debisini, yönünü belirli zaman aralıklarında kontrol eder.

Basınç kontrol valfleri, hidrolik sistemlerin basınç hatlarında kullanılan, akışkanın basıncını istenen değerde tutan valflerdir.

Kullanılan Yerlerine Göre Çeşitleri;

- a) Emniyet valfleri
- b) Basınç sıralama valfleri
- c) Basınç düşürme valfleri
- d) Boşaltma valfleri

Yanal yüklem ünitesinde bu valflerde emniyet valfi kullanılmıştır. Emniyet valfleri, hidrolik sistemdeki ani basınç yükselmelerinde, sistemi yüksek basınçlardan koruyan devre elemanıdır. Basıncı yükselen akışkanı depoya göndererek basıncın, çalışma basıncına düşürülmesini sağlar. Normalde kapalı konumdadır. Basınç yükselmesi durumunda açık konuma geçer. Burada belirtilen çalışma basıncı deney koşullarınca belirlenen basınç değeri olmaktadır.

Hidrolik ile yapılan bütün çalışmalarda leakaj (leakage) önemli bir sorun olmaktadır. Kısa zaman da bu leakajın önüne geçilebilmektedir fakat uzun bir süre sistemi leakajlara rağmen sabit basınç altında tutmak sadece basınç emniyet valfi ile sağlanamamaktadır. Yanal yüklem ünitesinde bu valfe ek olarak hidrolik akümülatörler kullanılmıştır. Sünme deneyleri uzun süreceğinden sürekli çalışan bir hidrolik üniteye ihtiyaç duyulacaktır. Uzun süre sürekli çalışma sonucu hidrolik ünite meydana gelebilecek arıza sebeplerini ortadan kısmen kaldırabilmek içinde hidrolik akümülatörlerden faydalanılmıştır.

Hidrolik akümülatörler, gerektiğinde sisteme vermek üzere basınçlı hidrolik akışkanı depolayan devre elemanlarıdır. Hidrolik sistemde bir basınç düşmesi olduğunda, akümülatör içindeki basınç kısa bir süre için çalışma basıncından daha yüksek olur. Bu durumda hidrolik akışkan tarafından sıkıştırılan azot gazı genleşir. Akümülatör sisteme bir miktar akışkan göndererek sistemde eksilen akışkanın tamamlanmasını sağlar.

Çalışma esnasında sistemde bir şok darbesi olması halinde, basıncı yükselen akışkanın bir kısmı akümülatöre girer, azot gazını sıkıştırarak sistemin zarar görmesini önler. Bu durumda ikinci

bir emniyet valfi olarak da görev yapmaktadır. Akümülatörler yüksek basınçlara dayanıklı çelik tüplerden imal edilirler.

Hidrolik akümülatörler hidrolik sistemlerde oluşan darbe ve şokların önlenmesini, sistemde oluşan kaçakların (lekaj) telafi edilmesini sağlar. Pompanın arızalanması ya da elektrik kesilmesi durumunda sistemi istenilen konumda sabitlenen basınç değerine göre değişen sürelerde durdurmak için yedek güç sağlamaktadırlar.

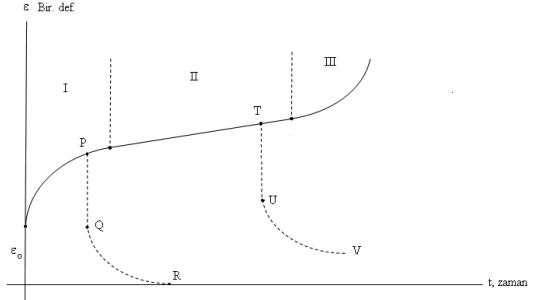
Tasarlanan hidrolik ünite (yanal yükleme ünitesi) akümülatör tipi olarak sızdırmazlık özelliğın çok yüksek olması sebebi ile balonlu tip akümülatör seçilmiştir. Kaçakların (lekaj) engellenmesi deney süresinin uzun olması sebebiyle sabit tutulması gereken yanal basınç değerinde bir azalmaya sebep olacağından deney için çok önemlidir.

Hidrolik akümülatör sayesinde hidrolik ünite sürekli çalışmak yerine tasarlanan üniteye eklenen basınç anahtarı sayesinde akümülatörlerin belirli bir basınç değerine gelmesiyle elektrik motorunu kapatarak sistemi durdurmaktadır. Çalışma basıncının 1.5 katı değerine kadar akümülatörlerdeki basıncın düşmesine müsaade edip bu değerin altına düştüğünde elde edilen sabit basınçta bir değişme olmaması için elektrik motorunu tekrar devreye alarak akümülatörleri belirlenen basınca getirmektedir. Bu sayede hidrolik ünitenin elektrik motoru sürekli çalışmak yerine belirli zaman aralıkları ile çalışmaktadır.

3 DENEY SONUÇLARININ REOLOJİK MODEL İLE UYUMLANDIRILMASI DEĞERLENDİRİLMESİ:

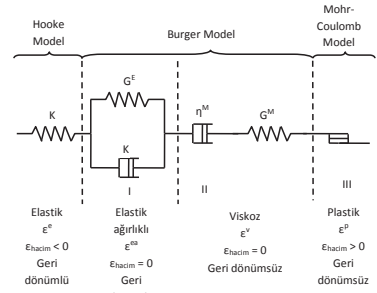
3.1. Sünmenin mekanizmasının modellendirilmesi

Sünme sabit yanal ve düşey basınç gerilmeleri altında zamana bağlı birim deformasyondur ve genel şekli Şekil 5'de verilmektedir. Anlık elastik birim deformasyonu (ϵ_0), birim deformasyonların azaldığı I. kısım (birincil veya geçiş bölgesi), sonra sabit hızlı II kısım (doğrusal veya sabit bölge) ve yenilme olgusu ile sünme hızının arttığı III bölge (yenilme bölgesi) takip eder.



Şekil 5 Sünme grafiği (Jeager and Cook, 1969)

Yumuşak kayaçlar birbirlerine eklenen elastik, plastik ve viskoz özellikler içerir. Kaya tuzu için uygun yapıtsal reolojik model standart model olarak Şekil 6'da verilmiştir.



Şekil 6 Visko – elasto – plastik Model

Sabit düşey (σ_1) ve yanal ($\sigma_2 = \sigma_3$) basınç gerilmeleri ile ($\sigma_1 > \sigma_3$) yüklenmiş bir örnekte zaman içinde gelişen toplam deformasyon, gerilme farkından doğan deviatorik ($\sigma_1 - \sigma_3$) gerilmenin yarattığı çarpılma (distortion) deformasyonu ve basınç gerilmelerin yaptığı hacimsel deformasyon bileşenlerinin toplamıdır. O halde düşey (ϵ_d) ve yanal (ϵ_y) yönlerdeki birim deformasyonlar;

$$\epsilon_d = -\epsilon_{d\dot{\epsilon}} - \epsilon_{dh}$$

$$\epsilon_y = -\epsilon_{y\dot{\epsilon}} - \epsilon_{yh} \quad (1)$$

d $\dot{\epsilon}$: düşey çarpılma dh: düşey hacimsel bileşeni
y $\dot{\epsilon}$: yanal çarpılma yh: yanal hacimsel bileşeni olarak ifade edilir (Mrugula, 1981). Burada, basınç gerilmesi yönünde birim deformasyon negatif (daralma), tersi pozitif (genişleme) alınmıştır. Basınç gerilmelerinin hidrostatik bileşenleri ile oluşan hacimsel birim deformasyon üç yöndeki (düşey ve iki yanal) birim deformasyonlar toplamıdır. Bu hidrostatik birim deformasyonlar eşit alınırsa ($\epsilon_{dh} = \epsilon_{yh}$), toplam hacimsel birim deformasyon,

$$-\epsilon_h = -3\epsilon_{dh} = -3\epsilon_{yh} \quad (2)$$

olmaktadır.

Çarpılma deformasyonu için kullanılan modelde yeraltında açılan boşluk etrafında oluşan gerilme ortamında, çevre kayaların uzun zamanda mekanik davranışlarının yenilme aşamasında olmaması isteriz. Bu bağlamda, laboratuvar sünme deneylerinde kısa sürede üçüncü yenilme bölgesine kadar uzanan gerilme seviyeleri altında kalınmış veya sonucu tam alabilmek için bekleme süresinin çok uzayabilmesi (1-2 yıl), deney aparatının ve laboratuvar kısıtlamaları faktörleri ile birlikte ele alındığında ikinci aşama süreci içinde deney bırakılmıştır. Bu noktaya kadar malzeme (kaya tuzu) davranışının Şekil 7’de görülen aşamalarında birim deformasyon model ifadeleri,

$$\text{anlık} ; \varepsilon_0 = \frac{\sigma}{G_1}$$

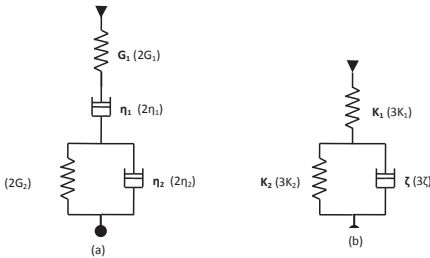
$$I. \text{ birincil}; \varepsilon_1 = \frac{\sigma}{G_2} \left[1 - e^{-\frac{t}{\tau_1}} \right] \quad t_1 = \frac{\eta_1}{G_2} \quad (3)$$

$$II. \text{ Doğrusal}; \varepsilon_3 = \frac{\sigma}{\eta_1} t$$

olmaktadır (Şekil 7a). Burada σ uygulanan gerilme, ε birim deformasyon, t zamandır. G ve η ler model parametre katsayılarıdır. Bu çalışmada oluşturulan model Şekil 7’de verilmiştir. Şekil 7 den görüldüğü üzere yapılan modeller (a. ve b.) genel visko-elastoplastik modelin (Şekil 6) parçalarının kombinasyonlarından oluşmaktadır. Malzemenin (kaya tuzu) üç yönlü gerilme altında uzun zaman birim deformasyonu bu modellerle modellenen birim deformasyonların bir arada toplamıdır. Yukarıda modellenen davranış deviatorik gerilme etkisi meydana gelmektedir. Deviatorik gerilmenin (σ') genel ifadesi:

$$\sigma' = \sigma - \sigma_1$$

burada, $\sigma = (1/3)(\sigma_1 + 2\sigma_3)$ $\mathbf{1}$: birim matrisdir.



Şekil 7 Kaya tuzunun zamana bağlı birim deformasyon reolojik modelleri

Düşey σ_1 ve yanal $\sigma_2 = \sigma_3$ gerilme ortamında düşey deviatorik gerilme,

$$\sigma' = \sigma_1 - (1/3)(\sigma_1 + 2\sigma_3)\mathbf{1}$$

$$\sigma' = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (4)$$

olmaktadır. Üç yönde (düşey, ε_d ; iki yatay, y) deviatorik (çarpılma) birim deformasyonlar toplamı, hacimsel etkileri olmadığından sıfırdır. Yani

$$\varepsilon_{d\varphi} + 2\varepsilon_{y\varphi} = 0 \text{ veya } \varepsilon_{y\varphi} = -(1/2) \varepsilon_{d\varphi} \quad (5)$$

o halde, deviatorik düzey birim deformasyon verisinde elde edilen Burger modeli (Şekil 7a) katsayılarının yarısı alınarak deviatorik yanal birim deformasyonun Burger modelinin katsayıları (G, η) bulunabilir. Şekilsel olarak üç eksenli (x, y, z) ortamda, çarpılma olayı ile ötelenen noktalar göz önüne alındığında üç birim ötelenmesinin iki birimi düşey yönde ise bir birimi yatay ve zıt yönde olmaktadır. Yatay yönlerde (x ve y) ötelemeleri toplamı 2 birim olup düşey yönde ötelemeye eşit olmaktadır. Şekil 7a’daki Burger modeli genel malzeme modeli ise (ε_c), düşey çarpılma birim deformasyonu: $\varepsilon_{d\varphi} = (-2/3)\varepsilon_c$ yanal çarpılma birim deformasyonu : $\varepsilon_{y\varphi} = (1/3)\varepsilon_c$ olarak ifade edilebilir. Genel Hooke kurallarından bilindiği üzere çarpılma (makaslama) gerilme (σ')-birim deformasyon(ε') ilişkisi;

$$\sigma' = 2G\varepsilon'$$

Bu genel ifadeye uymak üzere Şekil 7a’da verilen Burger modelinin katsayılar parantez içinde verilen ifadeler çevrilmiştir. ($2G_1, 2\eta_1$).

Yukarıdaki açıklamalar ışığında, birim deformasyonun (ε_c), $2/3$ ü düşey, $1/3$ yanal yönde ve model katsayıları için (Şekil 7a), parantez içindeki ifadeler kullanılırsa, düşey ve yanal yönlerde çarpılma birim deformasyonları ($\varepsilon_{d\varphi}, \varepsilon_{y\varphi}$) Eşitlik 3’de verilen parçaların toplamı olarak aşağıda verilen model denklemleri ile ifade edilir:

$$\varepsilon_{d\varphi} = -\sigma' \left\{ \left[\frac{1}{3G_1} + \frac{1}{3G_2} \left[1 + e^{-\frac{G_2}{\eta_2}t} \right] + \frac{t}{3\eta_1} \right] \right\}$$

$$\varepsilon_{y\varphi} = \sigma' \left\{ \left[\frac{1}{6G_1} + \frac{1}{6G_2} \left[1 + e^{-\frac{G_2}{\eta_2}t} \right] + \frac{t}{6\eta_1} \right] \right\} \quad (6)$$

$$\sigma' = \sigma_1 - \sigma_3$$

Hacimsel deformasyon (Dilatation) için kullanılan model:

Bu model Şekil 7b’de görülmektedir. Yay ile temsil edilen anlık elastik birim deformasyon, yay ve viskoz elementin (dashpot) paralel bağlanmasından elde edilen Kelvin modelinin birim deformasyonu ile devam etmektedir. Bu birim deformasyon yataya paralel asimptota uzanmaktadır. Toplam modele genelleştirilmiş Kelvin modeli malzemenin hacimsel birim deformasyonu toplam birim deformasyonun ikinci parçası olmaktadır. (Eşitlik 1) Hacimsel birim deformasyon, hacimsel küçülmenin (ΔV) ilk

hacıma (V) oranıdır ($\Delta V/V$). Hacimsel birim deformasyon, basma gerilmelerinin hidrostatik bileşenleri ile oluşur ve basma gerilmesi yönünde içe doğru deformasyon negatif alınır. Genel Hooke kurallarından bilindiği üzere, hacimsel gerilme (σ) birim deformasyon (ε_v) ilişkisi,

$$\sigma = 3K\varepsilon_v$$

$$\sigma = (1/3)(\sigma_1 + 2\sigma_3)$$

Bu ifadeye uymak üzere, Şekil 7b'deki model elemanlarının katsayı parametreleri parantez içindeki ifadelerle dönüştürülmüştür. Hidrostatik hacimsel birim deformasyonun üç yönde eşit eksenel bileşenleri vardır. Diğer deyişle, hacimsel birim deformasyon üç yöndeki eksenel eşit hacim birim deformasyonları bileşenleri toplamına eşittir. Şekil 7b'de verilen modele (Kelvin) göre hacimsel birim deformasyon (ε_h),

$$\varepsilon_h = -\sigma \left\{ \left[\frac{1}{3K_1} + \frac{1}{3K_2} \left[1 - e^{-\frac{K_2}{\zeta}t} \right] \right] \right\} \quad (7)$$

Bir yöndeki (düşey ve yanal) birim deformasyon,

$$\varepsilon_{dh} = \varepsilon_{yh} = -\sigma \left\{ \left[\frac{1}{9K_1} + \frac{1}{9K_2} \left[1 - e^{-\frac{K_2}{\zeta}t} \right] \right] \right\} \quad (8)$$

olmaktadır.

Eşitlik 6 ve Eşitlik 8 ifadelerinden, düşey (ε_d) ve yanal (ε_y) birim deformasyonların model ifadeleri,

$$\begin{aligned} \varepsilon_d &= -\sigma' \left\{ \left[\frac{1}{3G_1} + \frac{1}{3G_2} \left[1 + e^{-\frac{G_2}{\eta}t} \right] + \frac{t}{3\eta_1} \right] \right\} - \sigma \left\{ \left[\frac{1}{9K_1} + \frac{1}{9K_2} \left[1 - e^{-\frac{K_2}{\zeta}t} \right] \right] \right\} \\ \varepsilon_y &= \sigma' \left\{ \left[\frac{1}{6G_1} + \frac{1}{6G_2} \left[1 - e^{-\frac{G_2}{\eta}t} \right] + \frac{t}{6\eta_1} \right] \right\} - \sigma \left\{ \left[\frac{1}{9K_1} + \frac{1}{9K_2} \left[1 - e^{-\frac{K_2}{\zeta}t} \right] \right] \right\} \\ \sigma' &= \sigma_1 - \sigma_3 \quad \sigma = \frac{1}{3}(\sigma_1 + 2\sigma_3) \end{aligned} \quad (9)$$

Zamana bağlı birim deformasyonlar için kullanılan Reolojik modelin matematiksel ifadesi Eşitlik 9'da verilmiştir. Bu modelin deney verisi ile uyumluluğu bulunur. Diğer bir anlatımla, model parametreleri (G, η , K) matematiksel işlemlerle bulunur, bu çalışmada bu işlemler yapılmış ve parametrelerin bulunması ile elde edilen model denkleminin birim deformasyon hesaplanmış ve deney verisi sünme birim deformasyonları ile uyumluluğu istatistiksel olarak test edilmiştir. Bu amaçlar SPSS, istatistik paketi kullanılmıştır.

Burger modelinin kullanılması ve parametre katsayılarının bulunması için bir deney verisinin değerlendirilmesini ele alalım, ele alınan veri düşey sabit basma gerilmesi $\sigma_1=22$ MPa ve yanal basma gerilmesi $\sigma_3=1.5$ MPa ($\sigma_1 - \sigma_3 = 20,5$ MPa) olan sünme deneyi verisidir. Örnek olarak, düşey sünme birim deformasyon (ε_d) verisini ele alalım.

Düşey birim deformasyon (ε_d) verisinin işlemi sonuçlarını veren çizelgeye (Çizelge 1) bakıldığında hacimsel birim deformasyondan (ε_h) gelen düşey yöndeki eksenel birim deformasyon ($\varepsilon_h/3$) değerlerinin ihmal edilebilecek düzeyde olduğu işlenmektedir. Eşitlik 3'de eşitliğin sağ tarafında deviatorik gerilmeye bağlı Burger modeli (birinci terim) toplam düşey birim deformasyon için yeterli olarak alınabilir. İfadeyi işaretlessiz alıp, basitleştirmeler yaparak birim deformasyon ε_d ve zaman t arasında ifade,

$$\varepsilon_d = \varepsilon_0 + m_1[1 - e^{-m_2 t}] + m_3 t \quad (10)$$

$$m_1 = \frac{\sigma'}{3G_2} \quad m_2 = \frac{G_2}{\eta_2} \quad m_3 = \frac{\sigma'}{3\eta_1}$$

yazılabilir. Bundan sonra yapılacak işlem, dönüştürülen ifadeye anlık birim deformasyon ε_0 ve m parametrelerinin bulunmasıdır.

Anlık birim deformasyon ε_0 ;

Şekil 8'de düşey birim deformasyon boş baklava noktaları ile görülmektedir. Çizelge 2'de verilen deney sonuçlarından veya Şekil 8'den anlık düşey birim deformasyon (Eşitlik 10),

$$\varepsilon_0 = 0,0086$$

Olarak bulunmuştur.

Viskoz parametre katsayısı m_3 ;

Şekil 8'de, düşey birim deformasyon noktaları yaklaşık $t=7$ günden sonra doğrusal bir dizilimi göstermektedir (Doğru 1). Bu doğrunun paraleli orijine taşınırsa Eşitlik 10'daki $m_3 t$ doğrusu çizilir. Bu doğru Şekil 5 ve şekil 6'daki doğrusal (viskoz) deformasyon bölgesine (Bölge II) tekabül etmektedir. Bu doğrunun eğimi m_3 değerini verir. Örneğimizde Şekil 8'den doğru veya çizelge değerlerinden basit bir işlemle, $m_3 = 0.000288$ değeri bulunmuştur.

Kelvin elemanına ait m_1 ve m_2 parametre katsayılarının bulunması;

Toplam birim deformasyon modelimizi ifade eden matematik ifadesinin ikinci terimi $m_1[1 - e^{-m_2 t}]$ 'dir. Bu terim, Şekil 5 ve 6'daki geçiş (transition) bölgesinin modeli olan Kelvin modelinin ifadesidir.

Eşitlik 10'a göre deney sonucu elde edilen düşey birim deformasyon değerlerinden ε_0 ve $m_3 t$ ler çıkarılırsa $m_1[1 - e^{-m_2 t}]$ değerleri bulunur. Şekil 8'de her bir t zamanında düşey birim deformasyon değerinden $m_3 t$ ($0.000288 \cdot t$) değeri çıkartılarak siyah noktalarla gösterilen indirilmiş birim deformasyon değerleri dağılımı elde edilmiştir. İkinci işlem olarak indirilmiş birim deformasyon değerlerinden ε_0 değerleri çıkartılmıştır. ε_0 değerleri ε_0 noktasından t eksenine

paralel bir doğru yapar. Bu doğru ε_0 kadar yukarıya kaydırılmış t eksenini olarak düşünülürse bu eksenin üstündeki siyah küçük noktaların dağılımı bu eksene göre ordinatı $m_1[1 - e^{-m_2 t}]$ eşitliği ile ifade edilen dağılımdır. Bu dağılım Şekil 8'de gösterilen t eksenine paralel $\varepsilon_d = 0,0176$ ordinatından çizilin doğruya (Doğru 2) asimptot uzanır, şekilden m_1 değeri $m_1 = 0,0176 - 0,0086$, $m_1 = 0,009$ bulunmuştur.

Yukarıda $m_1[1 - e^{-m_2 t}]$ veya $[m_1 - m_1 e^{-m_2 t}]$ değerleri bulunmuştur. Bu değerler $m_1 = 0,009$ değerinden çıkarılırsa $m_1 e^{-m_2 t}$ değerleri bulunur. Bu değerler eksponensiyel olup, doğal tabanlı logaritmaları alınır ve bu logaritmik değerlerin t zamanına göre dağılım grafiği çizilirse doğrusal dağılım çıkar. Bu dağılım noktalarından geçen en uygun doğrunun denkleminde eğim m_2 değerini verir. Çalışılan ($\sigma_1=22$ MPa , $\sigma_3=1.5$ MPa) deney verileri ile bu işlemler yapılmıştır ve sonuç Şekil 9'da görülmektedir. Şekildeki noktalardan geçen en çok uyumlu doğrunun eğimi, $m_2 = -0,412$ bulunmuştur.

Birim deformasyon hızlarının (sünme hızı, $\dot{\varepsilon}$) (oranları) zamana karşı değerleri veri çizelgesinden hesaplanmıştır. Çalışılan deneyde ($\sigma_1=22$ MPa, $\sigma_3=1.5$ MPa), $t=0,363$ gün (1307 dak.), $t=1,936$ gün (6971 dak.) ve $t=5,894$ gün (21219 dak.) zamanlarında düşey birim deformasyon oranlarının (hızlarının) hesaplanması örnek olarak Çizelge 3'de verilmektedir.

Bir grafikte hız, birbirine çok yakın iki nokta arasında artış veya azalış oranıdır. Deney verilerinin değerlendirmesinde ardışık iki nokta arasındaki ordinat farkının, apsis farkına oranı, artış veya azalış oranını veya hızını gösterir. Bu yaklaşımla, herhangi bir t anında sünme hızı o andaki sünme ile bir önceki zamandaki sünme farkının, zamanlar farkına oranı almaktadır. İşlemin yapılış mantığı Çizelge 3'de görülmektedir. Toplu sonuçlar Çizelge 4'te verilmektedir.

Geliştirilen modelde, düşey birim deformasyon (ε_d) formülü Eşitlik 10 ile verilmiştir. Bu ifadenin zaman göre türevi düşey birim deformasyon hızını verir. O halde, Eşitlik 10 ifadesinin türevi,

$$\dot{\varepsilon}_d = m_1 m_2 [e^{-m_2 t}] + m_3 \quad (11)$$

Çizelge 3 Çalışılan deneyde ($\sigma_1=22$ MPa , $\sigma_3=1.5$ MPa), üç t zamanında düşey birim deformasyon hızları (sünme hızları, $\dot{\varepsilon}$)

	A1	A2	A3
	Zaman (gün)	Düşey sünme (ε_d)	Sünme hızı ($\dot{\varepsilon}$)
B1	0,0037	0,0092	-
B2	0,363	0,0104	A4B2/A3B2 0,0034
B3	1,584	0,01304	-
B4	1,936	0,01373	A4B4/A3B4 0,00196
B5	5,550	0,0184	-
B6	5,895	0,0186	A4B6/A3B6 0,0057

Düşey sünme oranının ($\dot{\varepsilon}_d$) ifadesidir. Çalışılan deneyde ($\sigma_1=22$ MPa , $\sigma_3=1.5$ MPa) yukarıda bulunan m_1 , m_2 , ve m_3 değerleri 3.11'deki ifadede yerlerine konulursa

$$\dot{\varepsilon}_d = 0,004[e^{-0,412t}] + 0,000288 \quad (12)$$

elde edilir.

Deney verisi çizelgesinden elde edilen sünme hızı değerlerinin zaman karşı noktasal dağılım Şekil 10 da görülmektedir. Eşitlik 12 ile verilen eğri bu noktalardan geçen en iyi uyum eğrisidir. ($R^2=0,876$). Şekilde bu eğri görülmektedir ve $t=7$ gün civarında geçiş bölgesinin (Şekil 5) sona ermesi ile sabit $\dot{\varepsilon} = 0,000288$ hızı takip edilmektedir.

Yanal birim deformasyon, ε_y ;

Buradaki yanal birim deformasyondan amaç toplam yanal birim deformasyondur. Bu yanal deformasyonun çarpılma (ε_{yc}) ve hacimsel (ε_{yh}) bileşenleri vardır. Yukarıda belirtildiği üzere ihmal edilen hacimsel birim deformasyonun çıkarılması ile geriye kalan ve Burger modeli ile tasvir edilen birim deformasyon tek başına toplam birim deformasyon olmakta ve Eşitlik 9'da izlendiği üzere tekabül eden düşey birim deformasyonun yarısı olmaktadır. Çalışılan sünme deneyinde, yanal birim deformasyonlar Çizelge 4'te verilmektedir. Model ifadesi ile

$$\varepsilon_d = 0,0043 + 0,0045[1 - e^{-0,412t}] + 0,000144t \quad (13)$$

olmaktadır.

Hacimsel Birim Deformasyon, ε_y ;

Genelde yanal hacim değişimi ile ilgili başarılı okumalar alınamamıştır. Süreç içerisinde yaklaşık alınabilen okumalar (ΔP) Çizelge 4'te verilmektedir. Bu sonuçlar ile elde edilen dağılım Şekil 11'de görülmektedir. Dağınık olarak ($R^2=0,31$) serpişen noktalardan geçen en iyi uyum eğrisinin denklemi yukarıda belirtildiği üzere;

$$\varepsilon_v = \varepsilon_{v0} + \eta_1 [1 - e^{-\eta_2 t}] \quad (14)$$

Şeklinde olacaktır. SPSS paket programı ile yapılan analizde çalışılan deney için

$$\varepsilon_v = \varepsilon_{v0} + \eta_1 [1 - e^{-\eta_2 t}]$$

elde edilmiştir.

Daha önce belirtildiği gibi, gerek ver dağılımının az ve dağınık olması ve gerekse hacimsel birim deformasyonların eksenel yönde bileşenlerinin ($\varepsilon_v/3$) ihmal edilebilecek küçüklükte olması nedeniyle toplam birim deformasyonda ihmal edilmiştir.

3.2. Sünme Deneyi Sonuçları

$\sigma_1=22$ MPa, $\sigma_3=1.5$ MPa sünme deneyinin toplu sonuçları:

Deviatorik (Çarpılma) Düşey birim deformasyon:
 $\varepsilon_{d\zeta} = 0,0086 + 0,009[1 - e^{-0,412t}] + 0,000288t$

$$R^2=0,986$$

Deviatorik (Çarpılma) Düşey birim deformasyon:
 $\varepsilon_{y\zeta} = 0,0043 + 0,0045[1 - e^{-0,412t}] + 0,000144t$

$$R^2=0,991$$

Burger Modeli parametre katsayıları (Eşitlik 6):

$$\sigma' = \frac{\sigma'}{\sigma^*} = \sigma_1 - \sigma_3 = 20,5$$

$$\frac{\sigma'}{3G_1} = 0,0086 \quad G_1 = 794,6$$

$$0,000288 \quad \eta_1 = 1157,4$$

$$\frac{1}{3\eta_1} =$$

$$\frac{\sigma'}{3G_2} = 0,009 \quad G_2 = 759,3$$

$$0,412 \quad \eta_2 = 1843$$

$$\frac{G_2}{\eta_2} =$$

Sünme düşey birim deformasyonu hızı:

$$\varepsilon_d = 0,004e^{-0,412t} + 0,000288 \quad R^2=0,876$$

Sünme hacimsel birim deformasyonu:

$$\varepsilon_v = -0,0005 + 0,00063[1 - e^{-0,25t}]$$

$$R^2=0,925$$

Kelvin modeli parametre katsayıları:

$$\sigma = \frac{\sigma}{\sigma^*} = \frac{1}{3}(\sigma_1 + 2\sigma_3) = 8,33 \text{ MPa}$$

$$0,00063 \quad K_2 = 4407,4$$

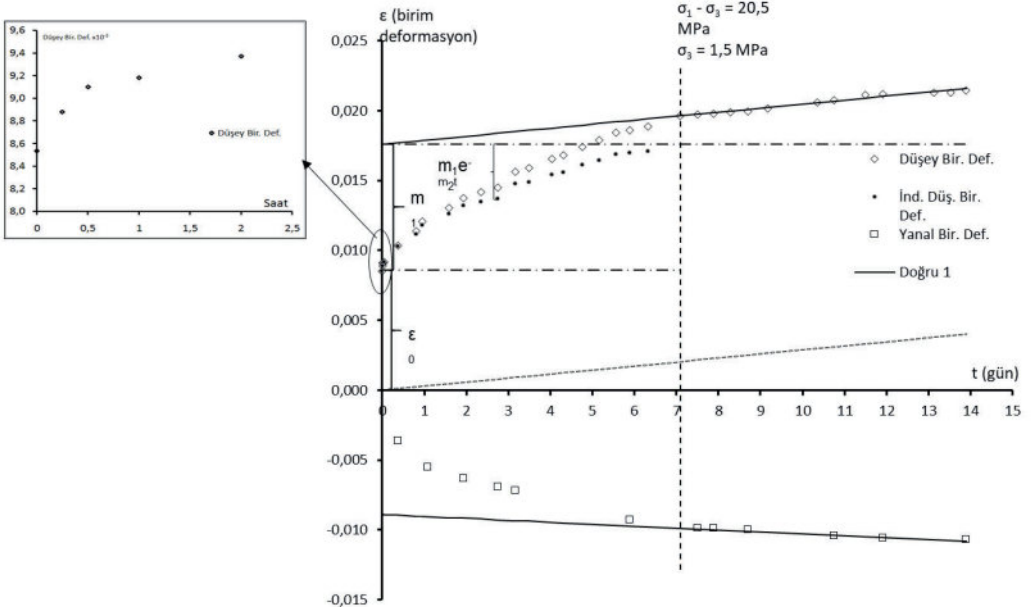
$$\frac{\sigma}{3K_2} =$$

$$\frac{\sigma}{3K_1} = |-0,0005| \quad K_1 = 5553,3$$

$$0,25 \quad \zeta = 17629,6$$

$$\frac{K_2}{\zeta} =$$

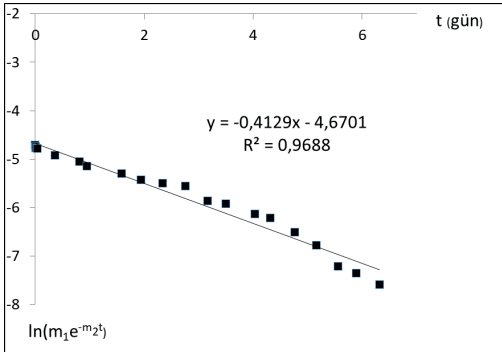
Bu ifadelerde parantezli değerler (σ) birimli olup $\sigma^* = 1$ MPa ile normalize edilmiştir.



Şekil 8 Deney sonuçları ve değerlendirilmesi

Çizelge 4 $\sigma_1=22$ MPa , $\sigma_3=1.5$ MPa sünme deneyi sonuçları

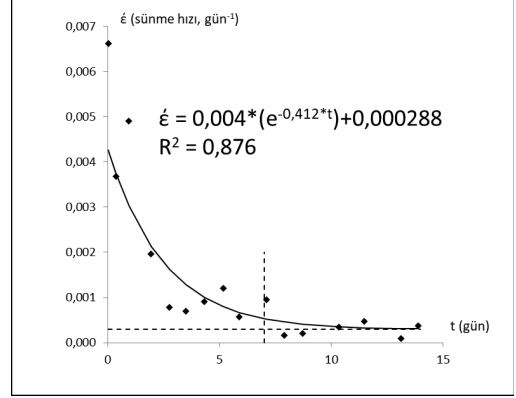
Zaman (gün)	Düş. Bir. Def. (ϵ_d) ($\Delta h/h$)	Kümülatif Yanal Basınç Farkı (ΔP) Bar	Yanal Hacim ΔV_y (cm^3)	(ϵ_v) Hacimsel Bir. Def. (ϵ_v) = $(-\Delta V_d + \Delta V_y)/V$	Düşey Sünme Oranı (Hızı) $\dot{\epsilon}_d$ gün^{-1}
0,004	0,0088				0,08224034
0,008	0,0090				
0,013	0,0091				0,00661704
0,038	0,0094				
0,363	0,0104	1,25	1,1082031	-0,0005372	0,00368558
0,810	0,0114				
1,071	0,0120	1,5	1,3135534	-0,0003528	0,00490776
1,569	0,0131				
1,936	0,0137	1,7	1,5011748	-0,0003928	0,00196183
2,342	0,0142				
2,758	0,0145	1,8	1,6110938	-0,0001969	0,00078156
3,166	0,0146	1,85	1,6406653	-0,0000802	
3,500	0,0159				0,00069369
4,030	0,0165				
4,317	0,0168				0,00090419
4,764	0,0174				
5,156	0,0179				0,00120682
5,551	0,0184				
5,895	0,0186	2,4	2,0965347	0,0000042	0,00056550
6,319	0,0189				
7,091	0,0196				0,00095855
7,498	0,0197	2,5	2,2279248	0,0000677	
7,891	0,0198	2,55	2,2373638	0,0000845	0,00017011
8,291	0,0199				
8,709	0,0200	2,6	2,2576448	0,0000755	0,00020741
9,181	0,0202				
10,346	0,0206				0,00034485
10,758	0,0208	2,65*	2,3429557	0,0000411	
11,489	0,0211				0,00047929
11,921	0,0212	2,7	2,3972163	0,0000935	
13,125	0,0213				0,00009161
13,523	0,0213				
13,892	0,0215	2,75*	2,4238532	0,0000621	0,00037342

Şekil 9 $\sigma_1=22$ MPa , $\sigma_3=1.5$ MPa sünme deneyinde m_2 katsayısının bulunması

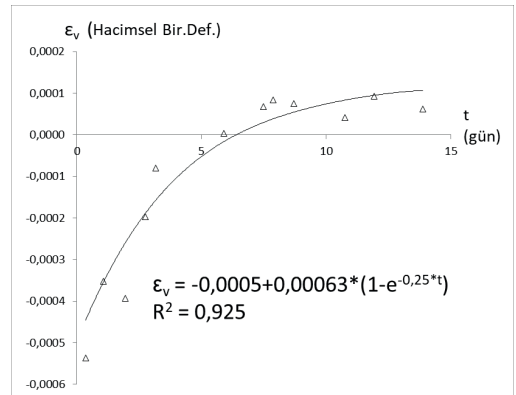
4 SONUÇLAR

Bu çalışmada Sultanhanı/Aksaray yöresindeki kaya tuzu yatağından alınan sondaj karotlarından alınan örneklerle uzun dönem sünme deneyleri yapılmış ve aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir. Sabit yükte zamana bağlı uzun dönem sünme deneyleri için bir üç eksenli yükleme aparatı hazırlanmıştır.

Kurulan aparattan beklenen dört unsur; sabit düşey yük, sabit yanıl yük, düşey deformasyon ölçümü ve yanıl üniteden hacim deformasyonu okuması olmuştur. Bu dört ana unsurdan üçünde istenilen sonuç tam olarak elde edilmiş, fakat dördüncü unsur olan hacimsel dilatasyon ölçümü şu anda başarılı sayılamaz.

Şekil 10 $\sigma_1=22$ MPa , $\sigma_3=1.5$ MPa sünme deneyinde sünme hızı

Sünme deneyleri sonuçları ile sünmeyi ifade eden bir reolojik model geliştirilmiştir. Bu reolojik model Burger ve Kelvin modellerinin kombinasyonu ile elde edilmektedir. Burger modeli deviatorik ve Kelvin modeli hacimsel deformasyonu temsil etmektedir. Her bir model için ilgili gerilme, deviatorik gerilme deviatorik deformasyon için, ortalama gerilme hacimsel deformasyon için alınmıştır. Modelin elemanlarının (yay, viskoz kutu) katsayılarının ifadeleri verilmiştir.

Şekil 11 $\sigma_1=22$ MPa , $\sigma_3=1.5$ MPa sünme deneyinde hacimsel birim deformasyon

Bu çalışmada konuya katkı getirici özellik reolojik modelin doğalgaz depo tasarımı işleminde nasıl işleme katılacağı yeni bir yöntem olarak sunulmuştur. Burger modelinin parametrelerinin deviatorik gerilme ile değişim ifade ve grafikleri çıkarılmıştır. Bu denklemler ve grafiklerden bir yanal basınç ve deviatorik gerilmede olası sünme denklemi çıkartılmakta ve sünme kestirilebilmektedir. Sünme olayında zamana bağımlılık düşünülürse çok deney yapmanın zor ve imkânsızlığında böyle bir yöntemin bulunması çok önemlidir.

5 ÖNERİLER

Uzun dönem üç eksenli dayanım testlerinde kaya tuzu davranışı sıcaklık parametresinin de incelenerek davranış özelliklerinin değişimleri incelenebilir.

KAYNAKLAR

- Arıkan, D. (2004) Sultanhanı/Aksaray Beldesi Tuz Örneklerinin Sünme Davranışının İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, HÜ Fen Bilimleri Enstitüsü Maden Müh. Anabilim Dalı.
- Arıkan, D., Şenyur, G. (2008) Sultanhanı (Aksaray) Beldesi tuz örneklerinin sünme davranışlarının belirlenmesi, Türk Kaya Mekaniği Dergisi, 16, 45-52.
- Carter, N. L., Hansen, F. D. (1983). Creep of rocksalt. Tectonophysics, 92(4), 275-333.
- Carroll, D. F., S. M. Wiederhorn. "High temperature creep testing of ceramics." International Journal of High Technology Ceramics 4.2-4 (1988): 227-241.
- Clements, J. F., J. Vyse. "Creep measurements on some high-alumina refractories." Trans. Brit. Ceram. Soc 65.2 (1966): 59-85.
- Cristescu N., 1989. Rock Rheology, Kulver Academic Publishers, London, 336p.
- Cristescu, N., Hunsche, U. (1991, September). A constitutive equation for salt. In 7th ISRM Congress. OnePetro.
- Cristescu N., 1991 A constitutive equation for salt. Proc 7th Int Cong on Rock Mech., Aachen, Int Soc. For Rock Mech and Min.Sci., Vol 3. pp.1821-29
- Cristescu N., 1994. A procedure to determine nonassociate constitutive equations for geomaterials. Int. J. of Plasticity. Elsevier Sci. Ltd. Vol 10, pp 103-131
- Günther R.M., Salzer K., 2007 A model for rock salt, describing transient stationary and accelerated creep and dilatancy. Proc of 6 th Conf. on the Mechanical Behavior of Salt, Eds. M. Wallner, K.H. Lux ,W. Minkley, H.R. Hardy Jr, Balkema, London pp. 109-117.
- Hulse C., Cupley M., 1966 High temperature compressive deformation equipment. Bull. Amer. Ceram. Vol.45 pp.530-534
- Jeoger J.C., Cook N.W.G. 1969 Fundamentals of Rock Mechanics, Methuen and Co. Ltd., London 510 p.
- Jeremic M.L., 1994 Rock mechanics in salt mining. A.A Balkema Rotterdam, 532 p.
- Kreglo, J. R., and W. J. Smothers. "Creep characteristics of selected high-alumina brick." JOM 19.7 (1967): 20-22.
- Lux K.H., Rokahr R. 1981 Laboratory investigations and theoretical statements as basic for the design of caverns in rock salt formations. The Mechanical Behavior of Salt: Proceedings of the First Conference Eds. H.R. Hardy Jr and M. Langer Trans Tech. Pub.London pp. 275-310
- Mrugula, M., 1981 Application of statistical methods to the determination of mechanical model parameters for salt. The Mechanical Behavior of Salt, Proc. of the First Conf., Eds. H.R. Hardy Jr. And M. Langer, pp. 339-354
- Munson D.E., Waversik W.R., 1991 Constitutive modeling of salt behaviour state of the technology. Proceedings of the 7th Conf. on Rock Mech., Aachen. Ed. W. Wittke, Balkema, Rotterdam, Vol 3, pp. 1797-1810
- Passaris E.K.S., 1979. The rheological behavior of rock salt as determined in an in situ pressured test cavity, Proceedings of the 5th Congress. ISRM. pp. 257-264
- Saada, A.S., 1974 Elasticity Theory and Applications, Eds, W.F. Hughes, A.T. Murphy. Pergamon Press Inc., Oxford. 631 P.
- Smith C., Moore E., 1971, High temperature creep testing of ceramics, Int. J. High Tech. Cer. Vol. 4, pp. 227-241
- Zulauf G., Zulauf I., Borneman O., 2007. Deformation of a halite-anhydrite sequence under bulk constriction; preliminary results from thermo-mechanical experiments. Proceedings of the 6th Conference on Mechanical Behavior of Salt, Saltmech6 Hannover, Germany, Eds., M.Wallner, K.H.Lux, W. Minkley, pp. 63-74

Doğaltaşların geri tepme sertlikleri ile bazı kayaç özellikleri arasındaki ilişkilerin incelenmesi

Investigation of the relationships between the rebound hardness of natural stones and some rock properties

G. Ekincioglu

Kırşehir Ahi Evran Üniversitesi, Kaman Meslek Yüksekokulu, Madencilik ve Maden Çıkarma Bölümü, Kırşehir, TÜRKİYE

D. Akbay

Çanakkale Onsekiz Mart Üniversitesi, Çan Meslek Yüksekokulu, Madencilik ve Maden Çıkarma Bölümü, Çanakkale, TÜRKİYE

M. Sert

Afyon Kocatepe Üniversitesi, Afyon Meslek Yüksekokulu, Madencilik ve Maden Çıkartma Bölümü, Mermer Teknolojisi Programı, Afyonkarahisar, TÜRKİYE

ÖZET: Kaya mühendisliğinin ve kaya mekaniğinin yer aldığı çalışmalar öncesinde kayaçların fiziksel ve mekanik özelliklerinin belirlenmesi yapıların tasarımı ve stabilitesi açısından önemlidir. Kayaçların fiziksel ve mekanik özelliklerinin doğrudan belirlenmesi, deney standartlarında belirtilen boyutlarda numune hazırlamadaki güçlükler, numune hazırlamanın zaman alıcı olması vb. nedenlerden dolayı güç olabilmektedir. Böyle durumlarda kayaların yüzey sertliği gibi indeks özellikleri kullanılarak dolaylı olarak kayaçların fiziksel ve mekanik özelliklerinin tahmini gerçekleştirilmektedir. Kayaçların yüzey sertliklerinin belirlenmesi diğer özelliklerinin belirlenmesine göre nispeten daha hızlı ve ekonomik olmaktadır.

Bu çalışma kapsamında 12 farklı karbonatlı kayacın geri tepme sertlikleri (Shore-Schmidt-Leeb) üç farklı cihaz kullanılarak belirlenmiştir. Elde edilen üç farklı sertlik değeri ile kayaçların toplam porozite, tek eksenli basınç dayanımı, Brazilian çekme dayanımı ve düşey aşınma değerleri arasındaki ilişkiler basit regresyon analizleri ile incelenmiştir.

ABSTRACT: Determining the physical and mechanical properties of rocks prior to the studies involving rock engineering and rock mechanics is important for the design and stability of structures. The direct determination of the physical and mechanical properties of rocks can be difficult due to the difficulties in sample preparation at the dimensions specified in the test standards and the time consuming sample preparation. In such cases, the physical and mechanical properties of the rocks are estimated indirectly by using the index properties such as the surface hardness of the rocks. The determination of the surface hardness of the rocks is relatively faster and more economical than the determination of other properties.

Within the scope of this study, rebound hardness (Shore-Schmidt-Leeb) of 12 different carbonate rocks have been determined by using three different devices. With the obtained three different hardness values, the relation between the total porosity, uniaxial compressive strength, Brazilian tensile strength and vertical wear values of the rocks have been examined through simple regression analysis.

1 GİRİŞ

Kayaçların fiziksel ve mekanik özelliklerinin tespiti, yeraltı ve yerüstü maden işletmeleri, yeraltı açıklıkları, tüneller, barajlar, kaya içinde açılan

temeller gibi kaya ile etkileşime giren mühendislik çalışmaları için çok önemlidir (Shalabi vd, 2007).

Ancak kayaçların fiziksel ve mekanik özelliklerinin doğrudan belirlenmesi deney standartlarında belirtilen boyutlarda numune hazırlama güçlükleri ve zaman alması nedenleri ile

güç olabilmektedir. Bu durumda sertlik gibi doğrudan olmayan deney yöntemleri ile dolaylı olarak kayaçların fiziksel ve mekanik özelliklerinin tahmini gerçekleştirilmektedir. Kayaçların sertlik değerlerinin belirlenmesi diğer mühendislik özelliklerinin belirlenmesine göre nispeten de olsa daha hızlı ve ekonomik olmaktadır.

Sertlik, kaya oluşturu mineralerin ayırt edici özelliklerinden biridir ve bir mineralin yüzeyinin çizilmesi veya aşınmaya karşı direncinin ölçüsü olarak tanımlanabilir. Kayaçlar mineral topluluklarından oluştuğundan, sertlik değeri düşük veya yüksek olan mineral içeriği miktarı kaya malzemesinin sertlik değerini belirlemektedir (Siegesmund ve Dürrast, 2014).

Kayaçlar için sertliğin ölçülmesinde uygulanan üç yöntem bulunmaktadır. Bunlar; statik veya batma olarak bilinen sertlik deneyleri (Brinell, Rockwell C, Vickers, Knoop), dinamik veya geri sıçrama olarak bilinen sertlik deneyleri (Shore, Schmidt) ile çizme (Mohs) sertlik deneyleridir (ISRM, 1978) (Çelik ve Çobanoğlu, 2019).

Geri sıçrama sertliği, bir kayanın yüzeyine düşen veya çarpan bir nesnenin geri tepmesinin bir ölçüsüdür. Geri tepme derecesi, bir kayanın çarpma noktasında kırılması ve plastik deformasyonu olarak kaybedilen çarpma enerjisi miktarının bir fonksiyonudur (Atkinson, 1993). Kaya malzemelerinin karakterizasyonunda, L tipi Schmidt çekici (HSL) ve Shore C-2 Skleroskopu (HSC), onlarca yıldır pratik ve ekonomik kullanımları nedeniyle yaygın olarak tercih edilen geri sıçrama sertlik ölçme yöntemleri olmuştur. Bununla birlikte, daha yeni olan Leeb sertlik yöntemi (HL), hassasiyeti ve pratikliği ile öne çıkmaktadır (Çelik ve Çobanoğlu, 2019).

Literatürde konuyla ilgili çalışmalar incelendiğinde; araştırmacılar Schmidt sertlik değerlerini baz alarak tek eksenli basınç dayanımını tahmini olarak elde etmiş ve gerçek tek eksenli basınç değerleriyle karşılaştırmışlardır. Buna göre; tahmini tek eksenli basınç dayanımlarının gerçek tek eksenli basınç değerlerine en fazla yaklaştığı durum, tüm örnekler için yalnızca ASTM D 5873 (2001) ve Sunmer ve Nel (2002)'in çalışmalarında belirlenmiştir (Karaman vd, 2011). Kurtuluş vd, (2018) çalışmalarında Schmidt sertlik ve ultrasonik ses hızını kullanarak tek eksenli basınç dayanımını tahmin etmişlerdir.

Çelik vd, (2020) çalışmalarında Leeb sertlik ölçümlerinin doğal taşların bazı fiziksel ve mekanik özellikleri üzerine etkisi konusunu çalışmışlardır. Gomez-Heras vd, (2020) çalışmalarında Leeb sertlik ölçümlerinden faydalanarak tek eksenli basınç dayanımı tahminlerini iyileştirmenin bir yolu olarak

ultrasonik hız ölçümlerini de kullanmışlardır. İnce ve Bozdağ (2021) çalışmalarında Leeb sertlik testinde numune büyüklüğünün incelenmesi ve magmatik kayaçların bazı indeks özelliklerinin tahmini konusunu çalışmışlardır. Corkum vd. (2018) çalışmalarında kayalar için Leeb sertlik testini güncellemiş ve yeni bir metodoloji önererek tek eksenli basınç dayanımı ile ilişkisini araştırmışlardır.

Závacký vd, (2017) çalışmalarında Shore sertliğine dayalı, kayanın tek eksenli basınç dayanımının istatistiksel tahmini konusunda çalışmalar yapmışlardır. Akbay vd. (2021) çalışmalarında farklı cihaz ve yöntemler ile belirlenen Shore sertlik değerlerinin karbonatlı kayaçların gevreklik değerlerinin tahmininde kullanılabilirliğini incelemişlerdir. Hölmgeirsdóttir ve Thomas (2021) çalışmalarında küçük hacimli doğal taşları test etmek için D-762 Shore metre kullanımı konusunda çalışmışlardır.

Bu çalışma kapsamında ise 12 farklı karbonatlı kayacın geri tepme sertlikleri (Shore-Schmidt-Leeb) üç farklı cihaz kullanılarak belirlenmiştir. Elde edilen üç farklı sertlik değeri ile kayaçların toplam porozite, tek eksenli basınç dayanımı, Brazilian çekme dayanımı ve düşey aşınma değerleri arasındaki ilişkiler basit regresyon analizleri ile incelenmiştir.

2. GERİ TEPME SERTLİKLERİ

Dinamik yük kullanılan sertlik ölçme yöntemleri olarak da adlandırılan geri tepme sertlik yöntemlerinin doğal taşlar üzerinde en yaygın olarak kullanılanları Shore, Schmidt ve Leeb sertlikleridir. Sertlik ölçümleri yapılırken numune yüzeyleri olabildiğince pürüzsüz ve parlak olmalıdır. En doğru sonucu elde edebilmek için ölçülen yüzey ile darbe uygulayıcı gövde arasında tam dik (90°) bir açı ile ölçüm yapılmalıdır. Aşağıda başlıklar halinde üç farklı sertlik deneyinin uygulama amaçları açıklanmıştır.

2.1 Shore sertliği

Shore sertliği genel itibarıyla yumuşak ve esnek malzemelerin sertliklerini ölçmek amacıyla geliştirilmiştir. Ancak daha sert ve rijit malzemelerin sertliklerinin ölçümlerinde ise Shore D yöntemi sıklıkla kullanılmaktadır. Doğal taşların sertliklerinin ölçümlerinde de D tipi Shore metre kullanılmaktadır. Shore sertliğinin herhangi bir birimi yoktur. Ölçümünde kullanılan cihazın adı Shore metre veya durometre olarak isimlendirilmektedir.

2.2 Schmidt sertliği

Schmidt sertliği çoğunlukla doğal taş ve betonların kendi aralarında birbirleriyle kıyaslanması için sertliklerinin ölçülmesi ve dolaylı olarak tek eksenli basınç dayanımlarının belirlenmesi amacıyla kullanılmaktadır. Schmidt sertliğinin birimi yoktur. Schmidt sertliğinin kesilebilirlik parametreleri arasındaki ilişkiler konusunda da literatürde çalışmalar bulunmaktadır.

2.3 Leeb sertliği

Leeb sertlik ölçütü metal malzemelerin yüzey sertliğini belirlemek için geliştirilmiş olsa da kaya malzemelerin sertliklerinin tahribatsız olarak belirlenmesinde kullanımı yaygınlaşmaya başlamıştır (Verwaal ve Mulder, 1993; Meulenkamp ve Alvarez Grima, 1999; Kawasaki vd., 2002; Aoki ve Matsukura, 2008; Daniels vd., 2012; Güneş Yılmaz, 2013; Lee vd., 2014; Su ve Momayez, 2017; Güneş Yılmaz ve Göktan, 2018; Corkum vd, 2018; Çelik vd., 2019).

Sert metalden bir test ucuna sahip bir darbe uygulayıcı gövdeye, test parçasının yüzeyine doğru yay kuvveti ile tahrik verilir. Darbe uygulayıcı gövde, test yüzeyine çarptığında yüzey deformasyonu oluşur ve sonuçta kinetik enerji kaybı gerçekleşir. Sırasıyla testin hem darbe aşaması hem de geri sekme aşaması için darbe uygulayıcı gövde yüzeyden net bir mesafede iken yüzeye temas etmeden önceki ve yüzeyden sektikten sonraki hızlarının karşılaştırılması ile bu enerji kaybı tespit edilir. Hız ölçümleri, darbe cihazına bağlı ve hassas bir şekilde yerleştirilmiş bobinde bir endüksiyon gerilimi üreten bir kalıcı mıknatıs aracılığıyla gerçekleştirilir. Tespit edilen gerilim, darbe uygulayıcı gövdenin hızı ile orantılıdır. Daha sonra sinyal işleme, sertlik okumasını gerçekleştirir (Proseq, 2016).

3 MATERYAL VE METOD

Çalışma kapsamında Türkiye'nin farklı bölgelerinden 12 farklı sedimanter kökenli karbonatlı kayaç temin edilmiştir (Çizelge 1). Çalışmada öncelikle kayaçların toplam porozite, tek eksenli basınç dayanımı, Brazilian çekme dayanımı ve düşey aşınma değerleri belirlenmiş olup elde edilen veriler neticesinde her bir sertlik değeri ile aralarındaki ilişkiler basit regresyon analizleri ile incelenmiştir. Sertlik değerleri ile aşınma, porozite ve dayanım gibi önemli olan bazı kayaç özelliklerinin tahmin edilebilirliği regresyon

analizleri sonucunda elde edilen korelasyon değerlerine göre yorumlanmıştır.

Çizelge 1. Çalışmada kullanılan kayaçlar (Akbaş vd., 2021)

Kayaç Adı	Kayaç Kodu	Köken	Bölge
Kireçtaşı 1	Kkt-1	Sedimanter	Antalya
Kireçtaşı 2	Kkt-2	Sedimanter	Antalya
Kireçtaşı 3	Kkt-3	Sedimanter	Antalya
Kireçtaşı 4	Kkt-4	Sedimanter	Antalya
Kireçtaşı 5	Kt-1	Sedimanter	Isparta
Kireçtaşı 6	Kt-2	Sedimanter	Isparta
Kireçtaşı 7	Kt-3	Sedimanter	Bursa
Kireçtaşı 8	Kt-4	Sedimanter	Kastamonu
Kireçtaşı 9	Kt-5	Sedimanter	Burdur
Kireçtaşı 10	Kt-6	Sedimanter	Bursa
Kireçtaşı 11	Dkt-1	Sedimanter	Isparta
Kireçtaşı 12	Dkt-2	Sedimanter	Isparta

3.1 Deneyisel çalışmalar

Çalışmada kayaçların fiziksel özelliklerinden toplam porozite (TS EN 1936), mekanik özelliklerinden tek eksenli basınç dayanımı (TS EN 1926) ve Brazilian çekme dayanımı (ISRM) değerleri ve indeks özelliklerinden düşey aşınma (TS EN 14157) değerleri, SDÜ Doğal Taşlar Teknolojisi Laboratuvarında belirlenmiştir (Çizelge 2).

Çizelge 2. Kayaçların fiziksel, mekanik ve indeks özellikleri

Kayaç Kodu	TP■ %	DA■ mm	TEBD● MPa	BÇD● MPa
Kkt-1	7,09	25,94	75,3	3,0
Kkt-2	11,98	21,72	76,4	3,0
Kkt-3	12,96	25,8	80,1	3,6
Kkt-4	12,33	23,81	77,7	3,8
Kt-1	0,97	18,58	160,5	6,0
Kt-2	1,13	16,76	138,4	6,7
Kt-3	1,45	15,67	146,9	5,7
Kt-4	1,08	17,00	116,2	7,0
Kt-5	0,69	18,05	113,1	8,0
Kt-6	1,11	17,84	113,6	7,4
Dkt-1	5,29	21,96	118,7	5,7
Dkt-2	6,29	22,38	108,7	5,6

TP: Toplam porozite, DA: Düşey aşınma TEBD: Tek eksenli basınç dayanımı, BÇD: Brazilian çekme dayanımı

Akbaş ve Ekinioğlu, 2021, ● Akbaş vd., 2021

Kayaçların geri tepme sertlikleri ise üç farklı cihaz (C-2 tipi Shore Scleroscope'u, L tipi Schmidt çekici ve Leeb sertliği ölçüm cihazı) kullanılarak aynı numuneler üzerinde belirlenmiştir (Şekil 1). Shore ve Schmidt sertlik deneyleri SDÜ Doğal Taşlar Teknolojisi Laboratuvarında, Leeb sertlik değerleri ise Kırşehir Ahi Evran Üniversitesi Kaman MYO Doğal Taş Analiz Laboratuvarında gerçekleştirilmiştir.



Şekil 1. (a) C-2 tipi Shore Scleroscope'u, (b) L-tipi Schmidt çekici, (c) Leeb sertliği ölçüm cihazı (Akbay vd., 2021)

Shore sertlik deneyleri Altındağ ve Güney (2006) tarafından önerilen ISRM (2007) standardına, Schmidt çekici sertlik deneyleri ise ISRM (1981)'in önerdiği standarda uygun olarak gerçekleştirilmiştir. Kayaçların Leeb sertliğinin belirlenmesi için kabul edilmiş bir standart olmadığı için ölçüm metodolojisindeki benzerlikten dolayı ISRM (2007)'in Shore sertliği için önerdiği standart dikkate alınarak aynı örnekler üzerinde ölçümler gerçekleştirilmiştir. Leeb sertlik değerleri için her bir numune üzerinde 20 okuma yapılmış ve sonuçlar bu 20 okumanın aritmetik ortalaması hesaplanarak elde edilmiştir. Elde edilen sertlik değerleri Çizelge 3'te verilmiştir.

Çizelge 3. Kayaçların sertlik değerleri (Akbay ve Ekincioglu, 2022)

Kayaç Kodu	SH	SCH	HL
Kkt-1	30,18	37,8	485,0
Kkt-2	30,48	37,2	521,9
Kkt-3	40,13	34,3	492,3
Kkt-4	42,2	34,3	477,5
Kt-1	54,98	44,1	642,3
Kt-2	55,15	45,9	654,5
Kt-3	58,93	45,6	659,0
Kt-4	60,1	46,6	642,5
Kt-5	58,98	44,2	644,8
Kt-6	60,45	47,3	667,8
Dkt-1	49,73	38,4	560,2
Dkt-2	41,1	39,7	579,7

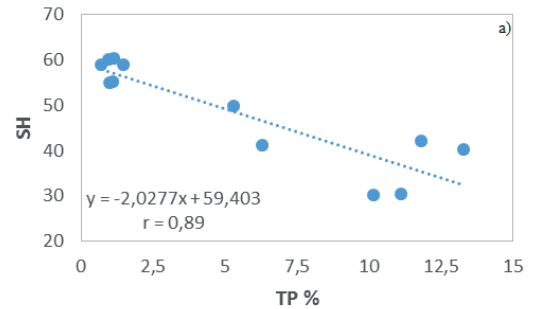
SH: Shore Sertliği, SCH: Schmidt Sertliği, HL: Leeb Sertliği

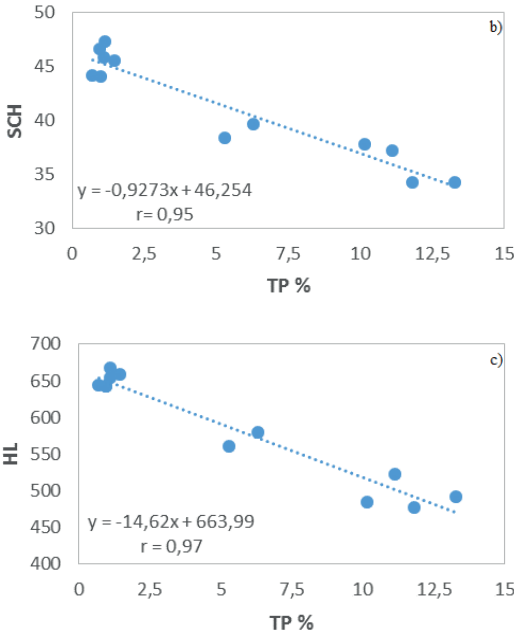
4 BULGULAR

4.1. Sertlik değerleri ile toplam porozite (TP) arasındaki ilişkiler

Kayaçların porozite değerleri, kayaç sertliğini ve mekanik özelliklerini olumsuz yönde etkileyen belirlenmesi önemli olan bir fiziksel özelliktir.

Çalışma kapsamında kayaçların üç farklı sertlik değeri ile fiziksel özelliklerinden TP değerleri arasındaki ilişkiler incelenmiştir. Sertlik değerleri ile TP arasında yüksek korelasyon değerli (0,89; 0,95; 0,97) lineer azalan ilişkiler elde edilmiş olup en yüksek korelasyon değeri göreceli olarak HL-TP arasında elde edilmiştir (Şekil 2).





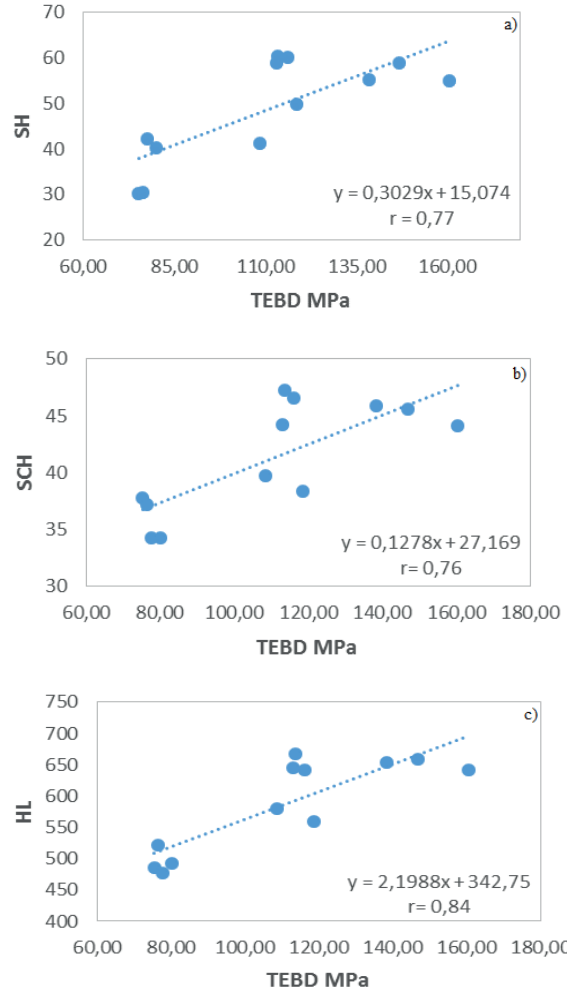
Şekil 2. TP ile (a) SH, (b) SCH, (c) HL değerleri arasındaki ilişkiler

4.2. Sertlik değerleri ile tek eksenli basınç dayanımı (TEBD) ve Brazilian çekme dayanımı (BÇD) arasındaki ilişkiler

Tek eksenli basınç dayanımı (TEBD) ve Brazilian çekme dayanımının (BÇD) belirlenmesi birçok yer altı ve yer üstü çalışmalarının projelendirilmesi öncesinde önem arz eden parametrelerdir. Ancak bu parametrelerin doğrudan belirlenmesi, ilgili deney standartları kapsamında numune hazırlama süreci ve deneyler için özel alet ve ekipman gereksinimi noktasında güç olabilmektedir.

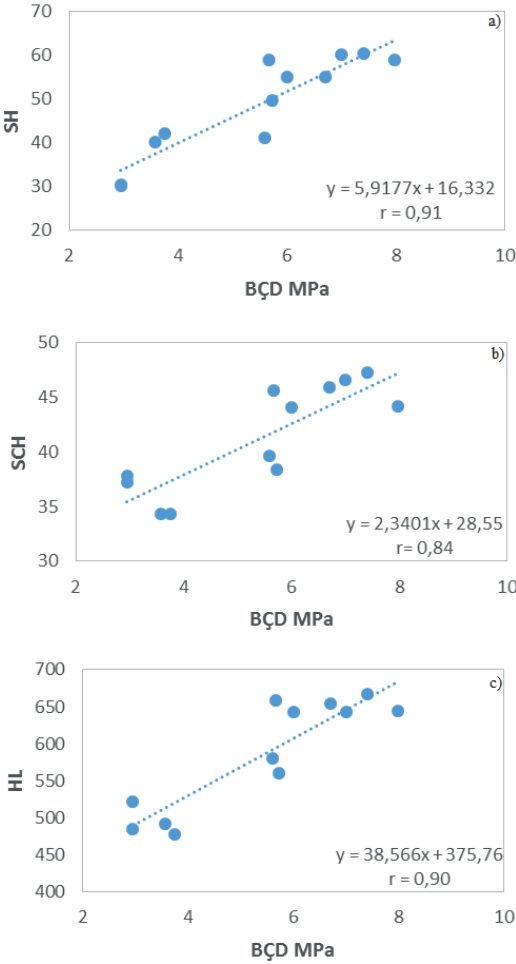
Bu çalışma kapsamında kayaçların fiziksel özelliklerinin yanı sıra mekanik özelliklerinden TEBD ve BÇD ile üç farklı sertlik değeri arasındaki ilişkiler basit regresyon analizleri ile incelenmiş olup sertlik değerleri ile TEBD ve BÇD tahmin edilmeye çalışılmıştır.

Çalışmada kullanılan karbonatlı kayaçların SH, SCH ve HL sertlik değerleri ile TEBD ve BÇD arasındaki ilişkiler incelendiğinde sertlik değerlerinin artmasına bağlı olarak TEBD ve BÇD dayanım değerlerinin de artış gösterdiği belirlenmiştir. Sertlik değerleri ile TEBD değerleri arasında 0,77-0,76-0,84 korelasyon katsayılı ilişkiler elde edilmiş olup en iyi ilişkinin HL-TEBD arasında olduğu görülmüştür (Şekil 3).



Şekil 3. TEBD ile (a) SH, (b) SCH, (c) HL değerleri arasındaki ilişkiler

Şekil 4'te sertlik değerleri ile BÇD arasında ilişkiler incelendiğinde sertlik değerleri ile TEBD değerleri arasındaki ilişkilere göre daha yüksek korelasyon katsayıları elde edilmiştir (0,91-0,84-0,90). En yüksek değerler bir birine yakın olmakla birlikte HL-BÇD ve SH-BÇD arasındaki ilişkilere gözlenmiştir.

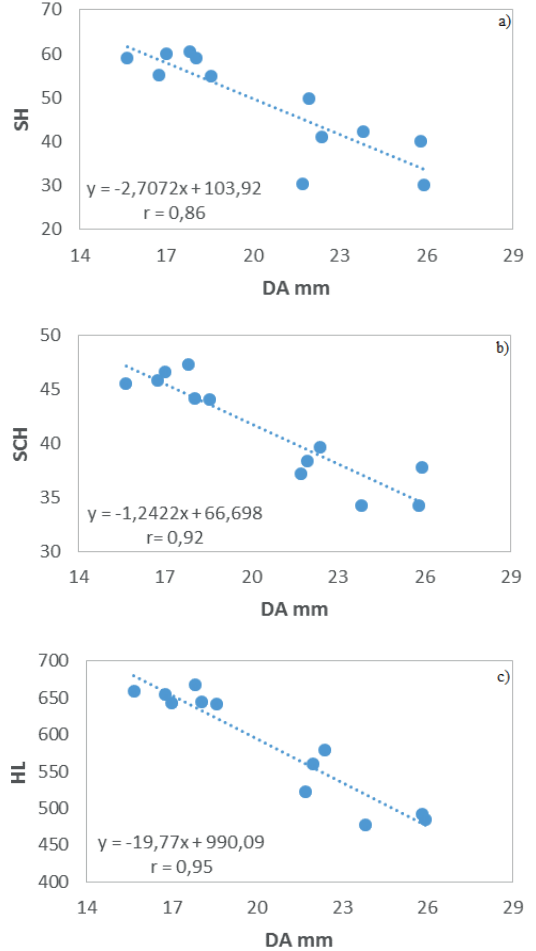


Şekil 4. BÇD ile (a) SH, (b) SCH, (c) HL değerleri arasındaki ilişkiler

4.3. Sertlik değerleri ile düşey aşınma (DA) değerleri arasındaki ilişkiler

Kayaç aşınma değerleri kazı ekipmanı uç seçimi veya döşeme yapılacak alan öncesinde uygulama alanına uygunluğunun belirlenmesi noktasında bilinmesi gereken önemli özelliklerden biridir. Çalışmada kayaç sertlik değerleri ile düşey aşınma (DA) değerleri arasında ilişkiler incelenmiş olup kayaç sertlik değerlerinin azalmasına bağlı olarak düşey aşınma değerlerinin arttığı belirlenmiştir. Her üç sertlik değeri ile aşınma değerleri arasında yüksek korelasyonlu lineer azalan ilişkiler elde edilmiştir (0,86-0,92-0,95). En iyi ilişki HL-DA arasında görülmüştür (Şekil 5).

DA değerlerinin tahmin edilmesinde SCH ve SH sertlik değerlerine göre HL sertlik değerlerinin daha yüksek korelasyon içinde olduğu belirlenmiştir.



Şekil 5. DA ile (a) SH, (b) SCH, (c) HL değerleri arasındaki ilişkiler

5 SONUÇLAR

Kayaçların fiziksel ve mekanik özelliklerinin belirlenmesi gerek kazı mekaniği açısından gerekse kaya içerisinde gerçekleştirilmesi planlanan yapıların projelendirilmesi ve duraylılığı açısından önem arz etmektedir.

Ancak kayaçların bazı fiziksel ve mekanik özelliklerinin doğrudan belirlenmesi pahalı olmalarının yanı sıra gerçekleştirilmeleri de belirli bir süre almaktadır.

Bu nedenlerden dolayı bazı dolaylı test yöntemleri geliştirilmiştir. Dolaylı yöntemler doğrudan gerçekleştirilen yöntemlere görece kolay olmalarının yanı sıra ucuz ve hızlı veri elde edilen testlerdir. Kayaç özelliklerinin tahmininde kullanılan dolaylı yöntemlerden biri de yüzey sertlik değerleridir.

Bu çalışma kapsamında 12 farklı karbonatlı kayacın yüzey sertlikleri (Shore-Schmidt-Leeb) üç farklı cihaz kullanılarak belirlenmiştir. Elde edilen üç farklı sertlik değeri ile kayaçların bazı fiziksel, mekanik ve indeks özellikler arasındaki ilişkiler basit regresyon analizleri ile incelenmiştir.

İncelemeler sonucunda kayaçların Leeb sertlik değerleri ile TP, TEBD, BÇD ve DA değerleri arasındaki ilişkilerin Shore ve Schmidt sertlik değerlerine göre daha yüksek korelasyonlu ilişki içerisinde oldukları görülmüştür. Bunun nedeninin Leeb sertliğinin daha hassas olması ve geniş bir sertlik ölçeği sunmasından kaynaklandığı düşünülmektedir.

Çalışma kapsamında Leeb sertliğinin dijital olması nedeni ile okuma kolaylığı buna bağlı olarak pratik olması ve ölçüm hassasiyeti açısından klasik C-2 tipi Shore Scleroscopu ve Schmidt sertlik deney aletine göre porozite, dayanım ve aşınma gibi önemli olan kayaç özelliklerinin tahmininde daha kullanışlı olduğu belirlenmiştir.

KAYNAKLAR

Akbay, D., Ekincioglu, G., Altındağ, R. and Şengün, N., 2021. Farklı cihaz ve yöntemler ile belirlenen Shore sertlik değerlerinin karbonatlı kayaçların gevreklik değerlerinin tahmininde kullanılabilirliğinin incelenmesi. Pamukkale University Journal of Engineering Sciences, 27 (3), 442–449.

Akbay, D., & Ekincioglu, G. 2021. Usability of digital shore hardness devices in estimation of physical and mechanical properties of rocks. Journal of Mining Science, 57(4), 696–702.

Akbay, D., & Ekincioglu, G. 2022. Estimating the brittleness values of carbonated rocks with Shore, Schmidt, and Leeb hardness values. Environmental Earth Sciences, 81(7), 1–11.

Altındağ, R. and Guney, A., 2006. ISRM suggested method for determining the Shore Hardness value for rock. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 43, 19–22.

Aoki, H. and Matsukura, Y., 2008. Estimating the unconfined compressive strength of intact rocks from Equotip hardness. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 67 (1), 23–29.

ASTM, 2001. Standard test method for determination of rockhardness by rebound hammer method. ASTM Stand. 04.09(D 5873-00).

Atkinson RH., 1993.Hardness test for rock characterization. In:Hudson JA (ed) Comprehensive rock engineering:

principles, practice and projects. Rock testing and site characterization, vol3. Pergamon, Oxford, p 1011.

Kurtulus, C., Sertçelik F. and Sertçelik, I., 2018. Estimation of Unconfined Uniaxial Compressive Strength Using Schmidt Hardness and Ultrasonic Pulse Velocity. Tehnički Vjesnik, 25 (5), 1569–1574.

Corkum, A.G., Asiri, Y., El Naggar, H. and Kinakin, D., 2018. The Leeb Hardness Test for Rock: An Updated Methodology and UCS Correlation. Rock Mechanics and Rock Engineering, 51 (3), 665. doi:10.1007/s00603-017-1372-2

Çelik, S.B. and Çobanoğlu, İ., 2019. Comparative investigation of Shore, Schmidt, and Leeb hardness tests in the characterization of rock materials. Environmental Earth Sciences, 78 (554): 1–16.

Çelik S.B., Çobanoğlu İ. and Koralay, T. 2019. Leeb Sertliğinin Kaya Malzemelerin Tek Eksenli Sıkışma Dayanımının Tahmininde Kullanımının Araştırılması, MÜHJEO'2019: Ulusal Mühendislik Jeolojisi ve Jeoteknik Sempozyumu, 03-05 Ekim 2019, 47-55

Çelik, S.B., Çobanoğlu, İ., Koralay, T., 2020. Investigation of the Use of Leeb Hardness in the Estimation of Some Physical and Mechanical Properties of Rock Materials. Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 26 (8), 1385-1392

Daniels, G., McPhe, C.A., Sorrentino, Y.C. and McCurdy, P., 2012. Nondestructive strength index testing applications for sand failure evaluation. In: SPE Asia Pacific Oil and Gas Conference and Exhibition, Society of Petroleum Engineers, pp.12.

Güneş Yılmaz, N., 2013. The influence of testing procedures on uniaxial compressive strength prediction of carbonate rocks from Equotip hardness tester (EHT) and proposal of a new testing methodology: Hybrid dynamic hardness (HDH). Rock Mechanics and Rock Engineering, 46 (1), 95-106.

Güneş Yılmaz, N., Gökten, R.M., 2018. Comparison and combination of two NDT methods with implications for compressive strength evaluation of selected masonry and building stones. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, <https://doi.org/10.1007/s10064-018-1382-7>.

Gomez-Heras, Miguel, David Benavente, Concepcion Pla, Javier Martinez-Martinez, Rafael Fort, and Vicente Brotons. 2020. "Ultrasonic Pulse Velocity as a Way of Improving Uniaxial Compressive Strength Estimations from Leeb Hardness Measurements." Construction and Building Materials 261 (November). doi:10.1016/j.conbuildmat.2020.119996.

https://www.proceq.com/uploads/tx_proceqproductcms/import_data/files/Equotip%20550_Sales%20Flyer_Turkish_high.pdf. Erişim: 14.09.2021

Hölmgeirsdóttir, Th. and Thomas, P.R., 2021. Use of the D-762 Shore Hardness Scleroscope for Testing Small Rock Volumes. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 35 (1): 85–92. doi:10.1016/S0148-9062(97)00317-3.

ISRM 1978. Suggested methods for determining hardness and abrasiveness of rocks. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 15(3), 89-97.

ISRM, 1981. Rock Characterization, Testing and Monitoring – ISRM Suggested Methods. Brown, E.T. (ed), Pergamon Pres, 211p.

İnce, İ., Bozdağ, A., 2021. An investigation on sample size in Leeb hardness test and prediction of some index properties

- of magmatic rocks. *Arabian Journal of Geosciences*, 14 (3). doi:10.1007/s12517-021-06478-9
- Karaman, K., Erçikdi, B., Cihangir, F. And Kesimal, A., 2011. Kayaçların Tek Eksenli Basınç Dayanımı Tahmininde Schmidt Çekici Yöntemlerinin İncelenmesi. *Türkiye 22. Uluslararası Madencilik Kongresi ve Sergisi 11-13 Mayıs 2011, Ankara*.
- Kawasaki, S., Tanimoto, C., Koizumi, K. And Ishikawa, M., 2002. An attempt to estimate mechanical properties of rocks using the Equotip hardness tester. *Journal of the Japanese Society of Engineering Geology*, 43 (4), 244–248.
- Kurtulus, C., Sertçelik F. and Sertçelik, I., 2018. Estimation of Unconfined Uniaxial Compressive Strength Using Schmidt Hardness and Ultrasonic Pulse Velocity. *Tehnički Vjesnik*, 25 (5), 1569–1574.
- Lee, J.S., Smallwood, L. and Morgan, E., 2014. New application of rebound hardness numbers to generate logging of unconfined compressive strength in laminated shale formations. In: 48th US rock mechanics – geomechanics Symposium, 2, 972–978.
- Meulenkamp, F. and Grima, M.A., 1999. Application of neural networks for the prediction of the unconfined compressive strength (UCS) from Equotip hardness. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 36 (1), 29–39.
- Proceq, 2016. Equotip® Leeb Darbe Cihazları Tanıtım Kataloğu, 18.
- Shalabi F.I., Cording, E.J. and Al-Hattamleh, O.H., 2007. Estimation of rock engineering properties using hardness tests. *Engineering Geology*, 90 (3–4), 138–147.
- Siegesmund, S., Dürrast, H., 2014. Physical and mechanical properties of rocks. In: Siegesmund S, Sneath R (eds) *Stone in architecture, properties, durability*, 5th edn. Springer, Berlin.
- Su, O. and Momayez, M., 2017. Correlation between Equotip hardness index, mechanical properties and drillability of rocks. *Dokuz Eylul University Journal of Science and Engineering*, 19 (56), 519-531.
- Sunmer P. and Nel, W., 2002. The effect of rock moisture on Schmidt hammer rebound: Tests on rock samples from Marion Island and South Africa, *Earth Surface Processes and Landforms* 27 (10), 1137 – 1142, DOI: 10.1002/esp.402
- TS EN 1936, 2010. Doğal taş deney yöntemleri – Gerçek yoğunluk ve görünür yoğunluk ile toplam ve açık gözeneklilik tayini, TSE, Ankara.
- TS EN 14157, 2005. Doğal Taş –Aşınma Direncinin Tayini. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 1926, 2000. Doğal Taşlar –Deney Metodları- Basınç Dayanım Tayini. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- Verwaal, W. And Mulder, A., 1993. Estimating rock strength with the Equotip hardness tester. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 30 (6), 659–662.
- Závacký, M., Štefaňák, J., Horák, V. and Miča, L., 2017. Statistical Estimate of Uniaxial Compressive Strength of Rock Based on Shore Hardness. *Procedia Engineering*, 191, 248–255.

Mikrodalgaya maruz kalan magmatik kayaların kırılabilirlik özelliklerinin incelenmesi

Investigation of the crushability of igneous rocks exposed to microwave

A.M.J. Aldalahali, R. Çomaklı

Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Niğde

ÖZET: Mikrodalga teknolojisi günümüzde farklı mühendislik alanlarında yaygın olarak kullanılmaktadır. Madencilik alanında da ısıya maruz bırakılan kayaların delinmesi, kazılması veya cevher elde edilmesi konusunda mikrodalga teknolojisinin kullanımı üzerine günümüzde çalışmalar yürütülmektedir. Bu çalışmada kayaların kırılması aşamasında mikrodalgaya maruz bırakmanın kırılabilirlikleri üzerine etkileri araştırılmıştır. Bu kapsamda 4 farklı taş ocağından agrega olarak üretimi yapılan magmatik kaya alınmıştır. Alınan bu kayalardan -12 +10 mm ve -120 +50 mm boyut aralıklarında deney numunesi hazırlanmıştır. Her bir boyut aralığı için iki farklı deney numunesi hazırlanmış olup bu numunelerden birisi mikrodalgaya maruz bırakılmıştır. Mikrodalgaya maruz bırakılan ve normal laboratuvar şartlarında bekletilen deney numuneleri çeneli kırıcıda kırılmış ve kırılan numunelerin kırılabilirlik indeks değerleri elde edilmiştir. Elde edilen bu değerler tüm kaya türleri için karşılaştırılmış ve mikrodalgaya maruz bırakılmanın etkileri analiz edilmiştir.

ABSTRACT: Microwave technology is widely used in different engineering fields today. In the field of mining, studies are carried out today on the use of microwave technology in drilling and digging rocks or obtaining ore subjected to heat. In this study, the effects of microwave treatment on the crushability of rocks were investigated. For this aim, igneous rocks produced as aggregate from 4 different quarries were collected. From these rocks, test samples were prepared in size range of -12 +10 mm and -120 +50 mm. Two different test samples were prepared for each size range and one of these samples was exposed to microwave. Test samples exposed to microwave and kept under normal laboratory conditions were crushed in a laboratory type jaw crusher and the crushability index values of the crushed samples were obtained. Crushability index values obtained in both conditions were compared for all rock types, and the effects of microwave treatment were analyzed.

1 GİRİŞ

Kırma taş üretiminde kırma işlemleri oldukça önemli bir aşamadır. Kırma sistemleri kayaların üretim miktarı ve mekanik özellikleri gibi parametrelere bağlıdır. Özellikle yüksek dayanıma sahip sert kayaları kırma işlemleri zor ve maliyeti daha yüksektir. Mikrodalga teknolojisi birçok alanda kullanılmış, kullanım alanlarının geliştirilmesi için yeni çalışmalar yapılmaktadır. Kaya mekaniği alanında özellikle mikrodalgaya maruz bırakmanın kayaların dayanımları üzerindeki etkileri araştırılmaktadır.

Znamenackova vd., (2003) yaptığı çalışmada üç andezit numunesini 10 dakika boyunca mikrodalga enerjisine maruz bırakılmış ve 10 dakika sonunda numunelerin kimyasal yapıya dokunmadan amorf bir yapıya dönüştüğü ve numunenin dayanımının azaldığı görülmüştür.

Satish vd., (2006) yaptıkları çalışmada farklı bazalt numunelerini çeşitli zamanlarda (180-360 sn) 150 W güçte ve 2.45 GHz frekansında mikrodalgaya maruz bırakmışlardır. Daha sonra mikrodalgaya maruz bırakılan bazalt numuneleri üzerinde nokta yük dayanımı deneyleri yapılmıştır. Deney sonunda mikrodalga etkisiyle kaya yüzeylerinde ekstra çatlakların oluştuğu ve küçük parçaların koptuğu görülmüştür.

Motlagh (2009) farklı kaya numunelerini 3 kW güç ve 2.45 GHz frekansta 240 saniye süreyle mikrodalgaya maruz bırakmıştır. Bu numuneler üzerinde yapılan laboratuvar testleri sonucunda kayaların tek eksenli basınç dayanımı değerlerinin ortalama %30 azaldığı görülmüştür. Bununla birlikte basınç dayanımına kıyasla çekme dayanımlarındaki düşüşlerin daha fazla olduğu, hatta bazalt numunesinde %80' lere kadar ulaştığı gözlenmiştir. Daha sonra Cerchar aşındırıcılık deneyi yapılarak kayaların aşındırıcılık

değerlerinde de yaklaşık %30 kadar azalma olduğu görülmüştür.

Peinsitt vd., (2008) kuru ve suya doymuş şartlarda kumtaşı, granit ve bazalt numuneleri kullanarak yaptığı çalışmada, numuneleri 2.45 GHz frekans ve 3 kW gücünde mikrodalgaya maruz bırakmış ve numuneler üzerinde basınç dayanımı ve P-dalga hızı ölçümleri yapmışlardır. Bu çalışmada sıcaklık artışına bakıldığında bazalt numunesinin sıcaklık artışının kuru ve suya doymuş durumlar için çok farklılık göstermediği görülmüştür. Buna karşın kuru duruma kıyasla suya doymuş şartlarda granitin sıcaklığının yaklaşık iki kat, kumtaşının ise dört kat arttığı görülmüştür. Doymuş kumtaşı numuneleri mikrodalgadan çok etkilendiği ve 30 sn den sonra kırılmaya başladığı görülmüştür.

Kahraman vd., (2018) yaptıkları çalışmada farklı magmatik kayalar için mikrodalgaya maruz bırakmanın dayanımları üzerindeki etkilerini araştırmışlardır. Çalışmada deney numuneleri çeşitli süreler boyunca (60-420 sn) sırasıyla 1 kW, 2 kW ve 6 kW mikrodalga güç ve 2.45 GHz frekansında mikrodalgaya maruz bırakılmıştır. Elde edilen sonuçlar numune sıcaklığı ve dayanım kaybının artan mikrodalga gücü ve artan maruz bırakma süresi ile arttığını göstermiştir. Sonuç olarak metalik mineral içeren numunelerin daha fazla ısındığı ve numunelerde ergimeler ve çatlamaların meydana geldiği görülmüştür. Elde edilen bu sonuçlar kayaların değişen mineral içeriklerinin mikrodalga etkisini önemli ölçüde etkilediğini göstermiştir.

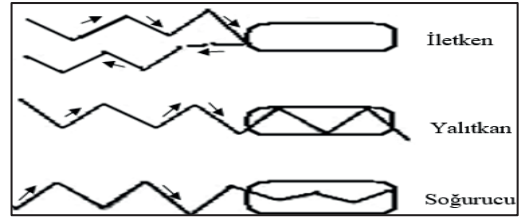
Önceki çalışmalarda kayaların tek eksenli basınç ve dolaylı çekme gibi dayanım değerlerinin daha çok araştırıldığı görülmüştür. Ancak dayanım testlerinde kayaların yenilme mekanizması kayaların kırılması işlemindeki yenilme mekanizmasından oldukça farklıdır. Bu nedenle yapılan bu çalışmada mikrodalgaya maruz bırakmanın magmatik kayaların tek eksenli basınç ve dolaylı çekme dayanımları ile birlikte kırılabilirlikleri üzerine etkileri araştırılmıştır.

1.1 Mikrodalga enerjisi

Mikrodalga enerjisi, dalga boyu ve uygulanan dalga gücüne bağlı olarak birçok farklı alanda kullanılmaktadır. Mikrodalganın kullanıldığı bazı alanlara örnek olarak ilaç, gıda, metalürji, kimya, kâğıt, tekstil gibi sektörler gösterilebilmektedir. Mikrodalga ile ısıtma işlemlerini etkileyen faktörler genel olarak; maddenin su içeriği, mikrodalgaya maruz kalma süresi, mikrodalga

yoğunluğu ve malzemenin kütlesine iyonik yapısı olarak sınıflandırılabilir.

Malzemeler mikrodalgaya karşı gösterdikleri reaksiyonlara göre genel olarak üç gruba ayrılır; iletkenler, yalıtkanlar ve soğurucular (Şek. 1). Mikrodalga etki etmeksizin içlerinden geçtiğinden veya içinden geçmediğinden yalıtkanlar ve iletkenler ısınmazlar, mikrodalganın etkisiyle soğurucu malzemenin ise, bir kısmı ısınır ve geriye kalan enerjisi absorbe edilir. Mikrodalga da dipolar parçacıkların hareketleri ve iyonik parçacıkların döngüleriyle moleküler hareketi yolu üzerine ısı açığa çıkarılır (Canpolat, 2020).



Şekil 1. Malzemelerin mikrodalgaya karşı gösterdikleri reaksiyonlar (Canpolat, 2020).

2 MATERYAL ve METOT

2.1 Numune temini ve hazırlama

Bu çalışma kapsamında Niğde ve çevre illerde bulunan 4 farklı taş ocağından magmatik kayalar temin edilmiştir. Hali hazırda agrega üretimi yapılan bu ocaklarda numuneler patlatma sonrası oluşan yığından blok olarak alınmıştır. Alınan blok numuneler laboratuvar ortamına taşınmış ve karot alma makinesi kullanılarak uygun şekilde karot numuneler alınmıştır. Alınan karot numuneler numune kesme makinesi kullanılarak standartlara uygun olarak boyutlandırılmıştır (ISRM, 2007) (Şek. 2).



Şekil 2. Karot alma makinesi (solda), numune kesme ve düzeltme makinesi (sağda).

Taş ocaklarından alınan küçük blok numuneler laboratuvar ortamında çeneli kırıcı kullanılarak kırılmış ve kırılabilirlik testlerinde kullanılacak numuneler her bir kaya türü için iki farklı boyut aralığında hazırlanmıştır. Her bir kaya türü için ince (-12 +10 mm) ve iri (-120 +50 mm) boyut aralıklarında deney numunesi hazırlanmıştır. Her bir kaya türü için iri boyut aralığında 2000 gr numune hazırlanmışken ince boyut aralığında 500 gr deney numunesi hazırlanmıştır. Her bir kaya türü için her bir boyut aralığında ikiye grup hazırlanan bu numunelerden birisi normal şartlarda bekletilerek kırılmış diğeri ise mikrodalga maruz bırakıldıktan sonra kırılmıştır.

2.2 Numunelerin mikrodalga maruz bırakılması

Hem fiziksel ve mekanik testlerde kullanılacak karot numuneleri hem de kırılabilirlik değerinin belirleneceği numuneler mikrodalga maruz bırakılmıştır. Tüm numuneler 300 saniye boyunca 6 kW güç ve 2.45 GHz frekansta mikrodalga maruz bırakılmıştır. Mikrodalga maruz bırakma işleminin öncesinde ve sonrasında tüm numunelerin sıcaklıkları ölçülmüştür (Şek. 3).



Şekil 3. Numunelerin mikrodalga maruz bırakılması ve sıcaklıklarının ölçülmesi

2.3 Fiziksel ve mekanik testler

Karot numuneleri üzerinde yapılan fiziksel ve mekanik testler ISRM (2007) standartlarına uygun olarak yapılmıştır. Öncelikle boyutlandırılan numunelerin yoğunluk, Porozite ve boşluk oranı değerleri belirlenmiştir.

Porozite ve boşluk oranı hesaplamalarında numuneler önce 24 saat boyunca 105 °C etüvde bekletilmiş, etüvden alınan numuneler hassas terazi ile tartılmış ve kuru ağırlıkları hesaplanmıştır. Daha sonra numuneler 24 saat suyun içinde bekletilmiş, suya doymuş hale gelince hafif şekilde kâğıt havluyla kurulanmış ve hassas terazi ile

tartılmıştır. Bu deney sonucunda kayaların görünür porozite ve boşluk oranı değerleri hesaplanmıştır.

Sonik hız deneyinde PUNDIT cihazı kullanılarak numunelerin P-dalga hızı ölçümleri yapılmış ve her kaya türü için en az 3 farklı numune üzerinde deneyler tekrarlanmıştır. Elde edilen değerlerin ortalaması alınarak numunelerin P-dalga hızı (V_p) belirlenmiştir (ISRM, 2007).

Brazilian (dolaylı) çekme dayanımı deneyleri (BTS) uygun şekilde boyutlandırılmış numuneler üzerinde çapsal yükleme şartlarında yapılmıştır. Her bir kaya numunesi için en az 7 farklı numune üzerinde deneyler yapılmış olup elde edilen değerlerin ortalaması alınarak BTS değerleri olarak kaydedilmiştir.

Tek eksenli basınç dayanımı deneyleri NX standartlarında hazırlanmış numuneler üzerinde yapılmıştır. Bu çalışmada karot numunelere hidrolik presin altında 0,5- 1,0 MPa/sn sabit gerilme hızıyla yük uygulanmış ve numunelerin yenildiği andaki yük hidrolik pres göstergesinden okunarak ve tek eksenli basınç dayanımı değeri hesaplanmıştır.

Tek eksenli basınç ve dolaylı çekme dayanımı deneyleri hem normal hem de mikrodalga maruz bırakılan numuneler üzerinde yapılmıştır. Böylece mikrodalga maruz bırakmanın kayaların dayanımları üzerindeki etkileri de belirlenmiştir. Fiziksel ve mekanik testler sonucunda elde edilen değerler Çizelge 1’ de verilmiştir.

Çizelge 1. Laboratuvar deney sonuçları

Kayaç İsmi	γ gr/cm ³	UCS MPa	BTS MPa	UCS _{Md} MPa	BTS _{Md} MPa	V_p km/s	n %
Bazalt-1	2,52	289,2	12,1	151,8	9,4	5,01	1,8
Bazalt-2	2,68	245,7	14,3	204,1	7,4	4,92	2,35
Andezit	2,61	276,8	14,2	85,0	8,2	5,25	2,59
Granit	2,58	263,2	14,1	104,3	7,4	5,30	0,78

γ : Yoğunluk, UCS: Tek eksenli basınç dayanımı, BTS: Brazilian çekme dayanımı, Md: Mikrodalga maruz bırakılan, V_p : sonik hız değeri; n : Porozite,

2.4 Kırılabilirlik indeksinin (CI) belirlenmesi

Standart bir deney yöntemine sahip olmayan kırılabilirlik indeksi; kayanın kırma işlemlerinde kırılmaya karşı gösterdiği dirençtir. Bu çalışmada kırılabilirlik indeksi değerleri çeneli kırıcı kullanarak yapılan kırma işlemleri için

belirlenmiştir. Çeneli kırıcının çıkış açıklığı iri ve ince boyut aralıkları için sırayla 15 ve 6 mm olarak ayarlanmıştır. Kırma işleminden sonra numuneler farklı açıklıklara sahip elekler ve elek sarma cihazı kullanılarak elek analizine tabi tutulmuştur (Şek. 4). Kırılabilirlik indeksi belirlenirken iri boyut aralığı için 16 mm açıklığa sahip elekten, ince boyut aralığı için ise 8 mm açıklığa sahip elekten geçen malzemenin yüzdesi kırılabilirlik indeksi değerleri olarak kaydedilmiştir. Normal ve mikrodalgaya maruz bırakma sonrasında tüm boyut aralıkları için elde edilen kırılabilirlik indeksi değerleri Çizelge 2’ de verilmiştir.



Şekil 4. Kırılabilirlik indeksi tayini için kullanılan elek serisi

Çizelge 2. Kırılabilirlik indeksi değerleri.

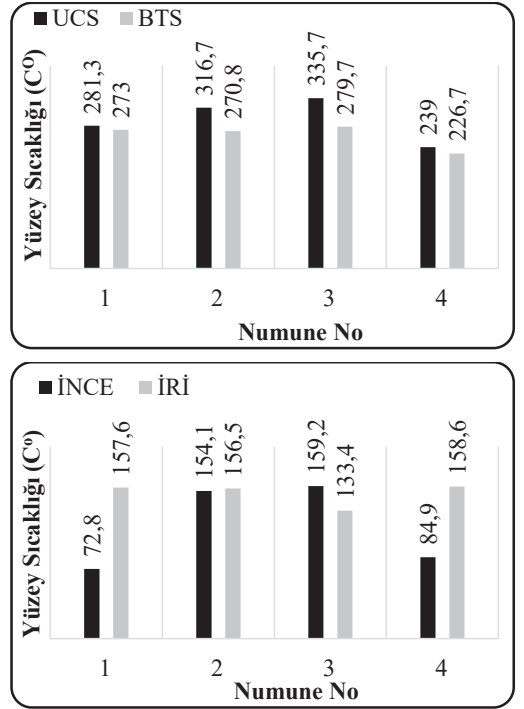
Kayaç İsmi	İri normal	İri mikrodalga	İnce normal	İnce mikrodalga
Bazalt-1	54,32	51,63	79,49	84,96
Bazalt-2	40,67	31,41	84,64	84,93
Andezit	42,5	36,6	84,99	87,1
Granit	52,14	49,71	93,05	93,75

3 BULGULAR ve TARTIŞMA

3.1 Mikrodalgaya maruz bırakmanın kayaçların yüzey sıcaklığına etkisi

Mikrodalgaya maruz bırakılan numunelerin son yüzey sıcaklıkları hem dayanım testleri hem de kırılabilirlik testlerinden önce ölçülmüş ve Şekil 5’ te verilmiştir. Numunelerin laboratuvar ortamındaki ilk sıcaklıkları 15-17 °C arasında değişmektedir. Mikrodalgaya maruz bırakılma sonrasındaki yüzey sıcaklıklarındaki değişimlerin

ise kayaç türlerine göre değişiklik gösterdiği görülmektedir. Genel olarak bakıldığında UCS ve BTS numunelerinin yüzey sıcaklıklarındaki artışın kırılabilirlik deneylerinde kullanılan numunelere oranla daha fazla olduğu görülmektedir. Bununla birlikte UCS ve BTS numunelerinin yüzey sıcaklık değişimlerine bakıldığında en fazla ısınan numunenin andezit numunesi olduğu görülmektedir. Kırılabilirlik deneylerinde kullanılan numuneler içerisinde ise en fazla sıcaklık artışının iri boyut aralığında granit ve ince boyut aralığında bazalt-2 numunesinde olduğu görülmektedir. Yüzey sıcaklıklarındaki artışın farklılık göstermesi kayaçların mineral içerikleriyle doğrudan alakalı olduğu söylenebilir.

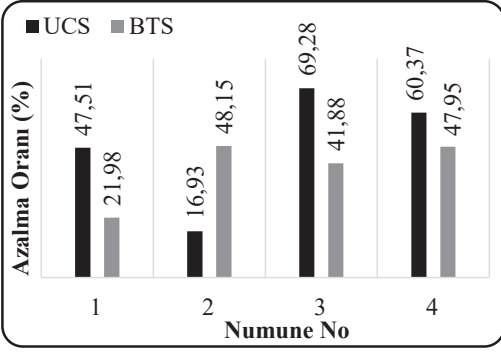


Şekil 5. Mikrodalgaya maruz bırakılma sonrası UCS ve BTS (üstte) ve kırılabilirlik test numunelerinin yüzey sıcaklıkları (altta)

3.2 Mikrodalgaya maruz bırakmanın kayaçların mekanik özellikleri üzerine etkisi

Mikrodalgaya maruz bırakılan numuneler üzerinde yapılan UCS ve BTS deneyleri sonucunda kayaçların dayanım değerlerinin mikrodalga etkisiyle düştüğü görülmektedir. UCS değerinde en fazla düşüş granit numunesinde görülürken BTS

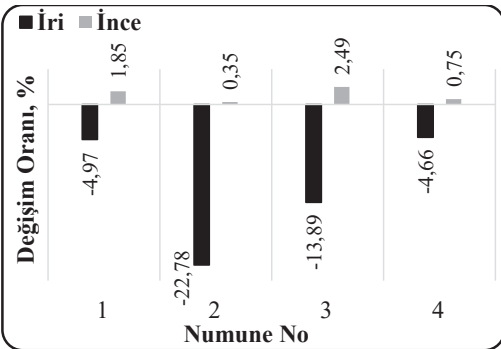
değerindeki en fazla düşüş bazalt-2 numunesinde görülmüştür (Şek. 6). Andezit numunesinin UCS değeri 276,8 MPa' dan 85,3 MPa' a düşmüş ve % 69,28' lik dayanım kaybı tespit edilmiştir. Bazalt-2 numunesinin BTS değerleri ise 14.31 MPa' dan 7.42 MPa' a düşmüştür ve bu dayanım kaybı %48.15' lik bir orana tekabül etmektedir.



Şekil 6. Mikrodalga maruz kalma etkisiyle numunelerin UCS ve BTS değerlerindeki yüzdelik azalma

3.3 Mikrodalga maruz bırakmanın kayaların kırılabilirlikleri üzerine etkisi

Normal ve mikrodalga maruz bırakılma sonrasında elde edilen kırılabilirlik indeks değerleri arasındaki ilişkiler analiz edilmiştir. Yapılan analizler sonucunda mikrodalga maruz bırakılmanın hem ince hem de iri boyut aralığındaki numunelerin kırılabilirlikleri üzerinde etkili olduğu görülmüştür. Mikrodalga maruz bırakılma sonunda iri ve ince boyut aralığındaki numunelerin kırılabilirliklerinde meydana gelen değişimin yüzdelik gösterimi Şekil 7' de verilmiştir.



Şekil 7. Mikrodalga maruz bırakılma sonrasında numunelerin CI değerlerindeki yüzdelik değişim

Şekil 7' de görüldüğü gibi ince boyut aralığındaki numunelerin kırılabilirlikleri artmaktayken iri boyut aralığındaki numunelerin kırılabilirlikleri azalmaktadır. İnce boyut aralığında kırılabilirlik artışının çok fazla olmadığı görülmektedir. Buna karşın iri boyut aralığındaki düşüşün daha fazla olduğu görülmektedir. Özellikle 2 ve 3 numaralı bazalt-2 ve andezit numunelerinin iri boyut aralığındaki kırılabilirliklerinin büyük ölçüde azaldığı görülmektedir.

Mikrodalga maruz bırakmanın kayaların dayanım değerleri üzerindeki etkilerine bakılınca kırılabilirliklerinin de artacağı beklentisi oluşmaktadır. Ancak, kayaların çeneli kırıcıda kırılması esnasında oluşan yenilme mekanizması pres altındaki yenilme mekanizmasından oldukça farklıdır. Çeneli kırıcıda kırılma esnasında darbe ve ezme gibi dinamik yükler uygulanırken preste kırılırken statik bir yük uygulanmaktadır. Ayrıca artan sıcaklık etkisiyle kayaların daha sünek bir hal almasının da kırılabilirliklerinin azalmasına yol açtığı söylenebilir. İnce boyut aralığındaki kayaların daha küçük boyutlu olmalarından dolayı sünekleşme etkisinden daha az etkilendiği ve kırılabilirliklerinin az da olsa arttığı söylenebilir.

4 SONUÇLAR

Bu çalışma kapsamında elde edilen sonuçlar aşağıdaki şekilde özetlenebilir;

- ✓ Mikrodalga maruz bırakılan kayaların yüzey sıcaklıkları artmakta ancak artış oranı kayaların yapısı ve boyutlarına göre farklılık göstermektedir.

- ✓ Mikrodalga maruz bırakılma magmatik kayaların UCS ve BTS gibi dayanım özelliklerinin azalmasına sebep olmaktadır.

- ✓ Mikrodalga maruz bırakma sonucunda magmatik kayaların kırılabilirlikleri ince boyut aralığı için artarken, iri boyut aralığı için azalmaktadır.

- ✓ Çeneli kırıcıda kırma işlemi yapılırken kayalar ezilmekte ancak mikrodalga etkisiyle kayalar daha sünek bir hal aldığı için parça kopması zorlaşmaktadır. Bu durum da özellikle büyük boyut aralığındaki kayaların kırılabilirliğinin mikrodalga etkisiyle azalmasına sebep olduğu söylenebilir.

Yapılan bu çalışmada mikrodalga maruz bırakılmanın magmatik kayaların kırılabilirlikleri üzerindeki etkileri sınırlı sayıda kayaç numunesi için araştırılmıştır. Daha fazla numune, farklı boyut aralıkları ve daha yüksek mikrodalga gücünde çalışmalar yapılarak kayaç türlerine göre

mikrodalga etkileri farklı çalışmalarda araştırılabilir.

KAYNAKLAR

- Canpolat, A., 2020. Mikrodalgaya maruz bırakmanın magmatik kayaların dayanımı üzerindeki etkilerinin araştırması, Yüksek Lisans Tezi, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Ankara.
- Çomaklı, R. ve Çayırılı, S., 2017. Kayaç dokularındaki minerallerin bazı şekil özellikleri ile kayaç kırılabilirliği arasındaki ilişkinin incelenmesi, Ömer Halisdemir Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi 6(2), 670-680.
- Çomaklı, R. ve Çayırılı, S., 2019. Correlative study on textural properties and crushability of rocks, Bulletin of Engineering Geology and the Environment 78(5), 1-17.
- Çomaklı, R., Kahraman, S., Balci, C. ve Tümac, D., 2016. Estimating specific energy from the Brittleness indexes in cutting metallic ores, The Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy 5(2), 2411-9717.
- Doğangün, E., 2017. Delme patlatma analizi ve takip eden işlemlere etkisi, Seminer Kitapçılığı, Aksaray Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Aksaray.
- Feng, X., 2017. Influence of microwave treatment on mechanical behaviour of impact basalts under different confining pressures, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, China.
- Halil, A., 2003. Importance of crushing and screening methods and physico-mechanic properties of rocks in the aggregate production, Yüksek Lisans Tezi, Kocaeli Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Kocaeli.
- Hemmati, A., Ghafoori, M., Moomiv, H. and Lashkaripour, G.R., 2020. The effect of mineralogy and textural characteristics on the strength of crystalline igneous rocks using image-based textural quantification, Journal of Bull Eng Geol Environ 266. doi:10.1016/j.enggeo.105467.
- ISRM, 2007. Ulusay, R. and Hudson, J.A. (Eds.), "Suggested methods for rock characterization, testing and monitoring", The Complete ISRM National Group 1974–2006, Ankara.
- Kingman, S.W., Jackson, K., Bradshaw, S.M., Rowson, N.A. and Greenwood, R., 2004. An investigation into the influence of microwave treatment on mineral ore comminution, In The Powder Technology International Journal 146, 176-184.
- Kahraman, S., Toraman, O. Y. and Çayırılı, S., 2018. Predicting the strength and brittleness of rocks from a crushability index, Journal of Bull Eng Geol Environ 77, 1639–1645.
- Kahraman, S., 2019. Mikrodalga destekli küçük ölçekli kaya kesme makinesi geliştirilmesi ve sert kayalarda uygulamaları, TÜBİTAK Projesi 315M061, Ankara.
- Karapınar, D., 2017. Isıya maruz kalmış granit ve mermer örneklerinin fiziksel ve mekanik özelliklerindeki değişiminin araştırması, Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.
- Metaxas, A. C. and Meredith, R. J., 1983. Industrial Microwave Heating, Short Run Press, England.
- Motlagh, P.N., 2009. An investigation on the influence of microwave energy on basic mechanical properties of hard rocks, MSc. Thesis, Building, Civil and Environmental Engineering, Concordia University.
- Motlagh, P., 2015. Physical and mechanical properties of rocks exposed to microwave irradiation; potential application, Tunnel Oring Department of Mining & Materials Engineering McGill University, Montreal.
- Peinsitt, T., Kuchar, F., Moser, P., Kargl, H., Restner, U. and Sifferlinger, N., 2008. Microwave heating of rocks with different water content, Microwave Technology in Minerals Engineering (Microwave Technology 08), Cape Town, South Africa.
- Saygın, E., 2019. Magmatik kayaların mikrodalgaya maruz bırakmanın cerchar aşındırıcılığı üzerindeki etkilerinin araştırılması, Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.
- Satish, H., Ouellet, J., Raghavan, V., Radziszewski, P., 2006. Investigating microwave assisted rock breakage for possible space mining applications, Mining Technology 115(1), 34-40.
- Znamenackova, I., Lovas, M., Hajek, M., Jakabsky, S., 2003. Melting of andesite in a microwave oven, Journal of Mining and Metallurgy 39 (3-4) B, 549-557.

Kayaçların sertlik, aşındırıcılık ve fiziksel özellikleri ile Cerchar çizik derinliği arasındaki istatistiksel ilişkilerin belirlenmesi

Determination of statistical relationships between hardness, abrasiveness and physical properties of rocks and Cerchar indentation depth (CID)

A. Teymen

Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi

ÖZET: Cerchar Aşınma İndeksi (CAI), kayaçların aşındırıcılığının tespit edilmesinde en çok bilinen ve en yaygın kullanılan deney yöntemidir. Kayaçta bulunan kuvars benzeri aşındırıcı minerallerin oranının, çimentolanma derecesinin, yoğunluk ve dayanım özelliklerinin aşınma ya da aşındırıcılığı etkileyen temel unsurlar olduğu bilinmektedir. Sertlik ise, malzemelerin tanımlanması ve sınıflandırılmasında sıkça kullanılan malzeme özelliklerinden diğer bir tanesidir. Aşınmayı etkileyen temel unsurlar fiziksel özelliklerle birlikte kayaçların sertlik değerlerini de benzer şekilde etkilemektedir. Bu çalışma kapsamında CAI deneyi sonrası kayaç yüzeyinde oluşan çizik hattı boyunca yapılan derinlik ölçümleri ile yeni bir deneysel veri seti elde edilmiştir. Bir cm uzunluğundaki çizik hattı boyunca komparatör yardımıyla dört noktadan alınan derinlik ölçümlerinin ortalaması Cerchar Çizik Derinliği (CID) olarak adlandırılmıştır. Ölçümler sonrasında magmatik kayaçların 0.01mm-0.63mm, metamorfik kayaçların 0.04mm-0.25mm ve sedimanter kayaçların 0.04mm-0.39mm aralığında CID değerlerine sahip olduğu belirlenmiştir. Toplam 86 kayaç üzerinde gerçekleştirilen sertlik, aşındırıcılık ve fiziksel testler ile CID arasındaki ilişkiler araştırılmış ve istatistiksel olarak oldukça anlamlı sonuçlar elde edilmiştir. Özellikle alt ve üst yüzeyleri birbirine paralel ve tesviye edilmiş karot numuneleri ile gerçekleştirilen CAI testlerinde, hassas şekilde ölçülmüş Cerchar Çizik Derinliğinin kayaç özelliklerinin tahmin edildiği çalışmalarda oldukça faydalı bir deneysel veri olacağı düşünülmektedir.

ABSTRACT: The Cerchar Abrasivity Index (CAI) is the best known and most widely used test method for determining the abrasiveness of rocks. It is known that the rate of quartz-like abrasive minerals contained in the rock, the degree of cementation, density, and strength properties are the main factors affecting wear or abrasiveness. Hardness is another material property that is frequently used in the identification and classification of materials. The main factors affecting wear similarly affect the hardness values of rocks along with physical properties. Within the scope of this study, a new experimental data set was obtained with the depth measurements made along the scratch line formed on the rock surface after the CAI test. The average of the depth measurements taken from four points along the one cm long scratch line with the help of a comparator is called the Cerchar Indentation Depth (CID). After the measurements, it was determined that igneous rocks had CID values of 0.01mm-0.63mm, metamorphic rocks 0.04mm-0.25mm, and sedimentary rocks 0.04mm-0.39mm. The relationships between hardness, abrasiveness, and physical tests performed on a total of 86 rocks and CID were investigated and statistically significant results were obtained. It is thought that the precisely measured Cerchar Indentation Depth will be very useful experimental data in studies where the rock properties are estimated, especially in CAI tests performed with core samples whose lower and upper surfaces are parallel and leveled.

1 GİRİŞ

Madencilik çalışmalarında ya delme-patlama yöntemi ile ya da mekanize yöntemlerle kazı yapılmaktadır. Bahsedilen yöntemlerde kullanılan tüm aletler kaya ile etkileşim halindedir. Bu etkileşim kayada parçalanma veya deformasyon meydana getirirken kullanılan aletlerde de aşınmaya yol açar. Özellikle madencilik çalışmalarında artan tünel ilerleme hızı veya artan üretim oranları, daha

fazla kaya aşınması bilgisi gerektirmektedir. Kaya kesmede kullanılan aletlerin değişen kaya tipleri ve jeolojik formasyonlarla etkileşiminin bilinmesi ya da tahmin edilmesi oldukça önemlidir. Kaya aşındırıcılığının tahmin edilememesi, beklenmeyen yüksek kesme takımları aşınma oranlarına sebep olur ve bu durum proje bütçesini yüksek oranda etkiler. Genel olarak aşınma, parçacıkların malzeme yüzeyinden aşınması veya yırtılması olarak tanımlanabilir. Kazı aletindeki aşınma, kaya ile

etkileşime girerken takım malzemesinin kaybı olarak tanımlanabilir. Kaya aşınması, kazı amaçlı bir kaya malzemesinin karakterizasyonunda önemli bir rol oynar. Bir kesici ucun kayaya temas ettiğinde oluşan aşınması, kaya aşındırıcılığı ölçmek için en yaygın prensiptir. Cerchar Aşındırıcılık Testi, kayanın aşındırıcılığı için bir endeks belirleme yöntemidir ve endüstrinin yanı sıra akademik araştırmalarda da büyük popülerliği vardır. CAI test yöntemi hızlı ve basit olarak uygulanabilirliği, az miktarda kaya örneği kullanımı nedeniyle oldukça tercih edilmektedir.

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. 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 yöntemleri Schmidt sertliği (SHH) ve Shore sclerescopie sertliğidir (SSH). Brinell (HB) ve Vickers (HV) gibi sertlik yöntemleri, metal için tasarlanmıştır. Belirli özelliklere sahip özel araçlara ihtiyaç duymaktadır ve kaya mühendisliği uygulamalarındaki kullanımları kısıtlıdır. Bu yöntemler içerisinde Batma sertliği (IHI), kaya sertliğini belirlemeye yönelik önerilen en yeni yöntemidir.

2 ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR

Kayaçların sertlik ve kazılabilirliklerinin belirlenmesi CAI deneyinin başlıca amaçları olarak tanımlanabilir. Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği Montreal toplantısında, CAI deneyinin kayaçların kesilebilirliği, delinebilirliği ve kazılabilirliği konularında standart kaya mekaniği deneyi olarak kullanılması önerilmiştir (ISRM, 1978). Amerikan Test ve Malzeme Derneği (ASTM 2010) CAI deneyi için bir standart yayınlamıştır. Orijinal tasarım ve modifiye Cerchar aşındırıcılık indeksi birçok yönüyle çeşitli araştırmacılar tarafından incelenmiştir.

Yerinde yapılan ölçümleri kullanan Johnson and Fowell (1986), kazı makinelerinde kullanılan kesici tüketiminin kayaların CAI değerleriyle doğrudan ilişkili olduğunu göstermiştir. Çopur ve Eskikaya (1992), TKİ Eynez bölgesindeki marınların bazı fiziksel ve mekanik özelliklerini belirlemişler ve mekanize yöntemle çalışılabilirlik yönünde bir sınıflama yapmışlardır. Al-Ameen and Waller

(1994), kaya dayanımı ile CAI arasındaki ilişkiyi araştırmıştır. Yazarlar düşük aşındırıcı mineral içeren yüksek dayanımlı bazı kayaçların yüksek aşındırıcılık indeksine sahip olabildiklerini, yüksek aşındırıcı mineral içeriğine sahip olan bazı düşük dayanımlı kayaçların ise düşük aşındırıcılık indeksine sahip olabildiklerini belirlemişlerdir. Plinninger ve ark. (2004), CAI ve Elastisite modülü (E), eşdeğer kuvars içeriği arasındaki korelasyonları belirlediler. Yaralı ve Akçın (2005), modifiye edilmiş bir deney düzeneği kullanarak iki farklı uç açısına sahip matkap uçları ile kayaların sertliğini belirlediler ve matkap uç açısının CAI değerlerine etkisini araştırdılar. Tercan ve Ozelcik (2006) andezitlerin mekanik ve sertlik özellikleri ile mekanik ve aşınma özellikleri arasındaki ilişkileri araştırmışlar ve güçlü korelasyonlar elde etmişlerdir. Mateus ve ark. (2007) Kolombiya kumtaşlarının IHI değerleri (248 numune) ile mekanik özellikleri arasında korelasyonlar geliştirdiler. 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. Regresyon analiz sonuçları tatmin edici bir korelasyonlar göstermiştir. Kahraman ve ark. (2010), Misis fay breşinin E ve UCS değerlerinin yapay sınır ağları analizi ve regresyon analizi kullanarak birim hacim ağırlık (UW), CAI, Vp gibi bazı dolaylı yöntemlerden tahmin edilebilirliğine odaklandılar. Deliormanlı (2012)'deki çalışmasında kayaçların UCS, doğrudan makaslama dayanımı (DSS) gibi mukavemet değerleri ile BSA, Wide-Wheel Aşınma (WW) gibi aşınma özelliklerini CAI yardımıyla belirlemek için basit ve çoklu regresyon yöntemleri kullanmıştır. Çalışmanın sonuçlarına göre oluşturdıkları ilk çizelge CAI-UCS-DSS arasındaki ilişkiyi gösterirken, ikinci çizelge CAI-BSA-WW arasındaki ilişkiyi göstermektedir. Dipova (2012), Austin (Teksas, ABD) şehir içi geçiş tüneli kaya örneklerini test ederek zayıf kireçtaşlarının CAI verileri ile dayanım özellikleri arasındaki ilişkileri araştırmıştır. Kayacın aşınma ve aşındırıcılığı bir arada düşünülerek, aşınan çelik üzerindeki ve aynı anda kayada gerçekleşen ouyuma (yarık) miktarları birlikte ölçülmüş ve bu iki parametre ilişkilendirilmeye çalışılmıştır. Araştırmacı istatistiksel çalışmalar sonucunda CAI ile UCS ve BTS değerleri arasında ilişki olduğunu belirlemiş, CAI ile yarık derinliği (CID) arasında ve CID ile UCS ve BTS değerleri arasında da ilişkilerin olduğunu belirlemiştir. Boutrid ve ark. (2013), Hassi Messaoud saha araştırmasının sonuçlarına göre HB ile kayaçların mukavemet özellikleri arasında önemli korelasyonlar olduğunu göstermiştir. Yaralı (2016),

tamamı kumtaşlarından oluşan 29 kömür çevre kayacı üzerinde CAI, SSH, Is, UCS ve BTS deneylerini yapmıştır. Daha sonra, CAI, dayanım ve indeks deney sonuçlarını regresyon analizi yöntemleri ile değerlendirmiştir. Teymen (2020)'de CAI testi yardımı ile zor ve zaman alıcı temel kaya mekaniği testlerini tahmin etmek için bir dizi istatistiksel çalışma yapılmıştır. Yaygın olarak bilinen bazı parametreler ve CAI arasındaki ilişkinin sunulmasına ek olarak, BSA, sondaj ilerleme oranı (ROP), blok punch indeksi (BPI) ve kırılma tokluğu (K_{IC}) gibi parametrelerle CAI arasındaki ilişkileri detaylı olarak incelemiştir.

Bu çalışma kapsamında CAI deneyi sonrası kayaç yüzeyinde oluşan çizik hattı boyunca yapılan derinlik ölçümleri ile yeni bir deneysel veri seti elde edilmiştir. Bir cm uzunluğundaki çizik hattı boyunca komparatör yardımıyla dört noktadan alınan derinlik ölçümlerinin ortalaması Cerchar Çizik Derinliği (CID) olarak adlandırılmıştır. Toplam 86 kayaç üzerinde gerçekleştirilen sertlik, aşındırıcılık ve fiziksel testler ile CID arasındaki ilişkiler araştırılmış ve istatistiksel olarak oldukça anlamlı sonuçlar elde edilmiştir. Tüm veri setinin yanı sıra köken sınıflamasına göre istatistiksel analizler tekrarlanarak kayaç davranışları daha kapsamlı olarak anlaşılmasına çalışılmıştır. Performans endeksleri kullanılarak en güvenilir denklemler tespit edilmiştir.

3 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Çalışmada kullanılan kayaçların 13 tanesi metamorfik, 26 tanesi sedimanter ve 47 tanesi magmatik kökenlidir. Magmatik kayaçlar; 15 adet derinlik, 5 adet yarı derinlik, 18 adet volkanik ve 9 adet piroklastik kayaçtan oluşmaktadır. Sedimanter kayaç grubu 12 kireçtaşı, 5 tane kumtaşı, 2 tane traverten ve 7 tane farklı sedimanter kökenli kayaçtan ibarettir. Metamorfik kayaçlar; 8 mermer, 2 kuvarsit ve 3 serpantinitten oluşmaktadır. Laboratuvar deneyleri, 86 kayacın taze

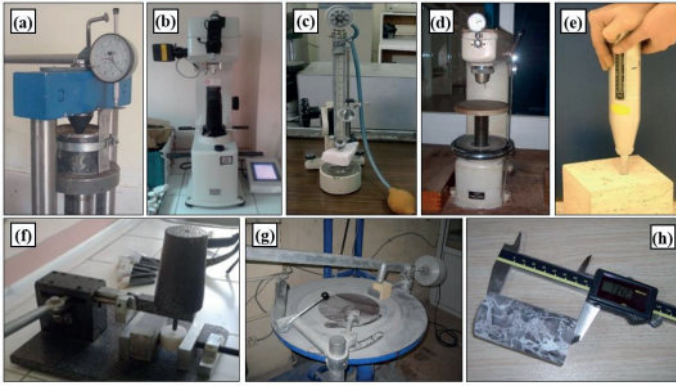
kısımlarından alınan blok ve karot numuneler üzerinde gerçekleştirilmiştir. Kayaçların alındığı bölgeler, jeolojik kökenleri ve ortalama test sonuçları Tablo 1'de verilmiştir. Çalışmada kullanılan test cihazları Şekil 1'de gösterilmiştir.

3.1 Cerchar Aşınma İndeksi (CAI)

Cerchar aşınma deneyinde standart Cerchar test aleti kullanılmıştır (Şekil 1f). Deneyde kullanılan çelik uçlar Rockwell HRC 43 sertliğe, 2000 MPa çekme dayanımına ve 90° tepe açısına sahiptir. Bu konik şekilli çelik uç 70 N bastırma kuvveti ile kaya numunesi yüzeyi üzerinde 1 mm/s hızla 10 mm boyunca çekilmiş ve ucun tepesinde oluşan aşınma yüzeyinin boyutu ölçülmüştür. Aşınma ölçümleri 42-54 mm arası çapa, 30-50 mm arası boya sahip karot örnekleri üzerinde gerçekleştirilmiştir. Karotlar kaba kesme makinesinde kesilmiştir ve yüzeylerine zımparalama işlemi özellikle uygulanmamıştır. Aşınma işleminin uygulanacağı yüzeyin tamamen parlatılması durumunda çelik uç kayaca batmamakta ve yüzey boyunca kolayca kaymaktadır. Bu durum sağlıklı bir ölçümü olanaksız hale getirmektedir. Uçlardaki aşınmayı standart bir şekilde görüntülemek amacıyla yüksek çözünürlüklü bir fotoğraf makinası kullanılarak bir düzenek hazırlanmıştır. Fotoğraflar üzerindeki ölçümler kalibre edilmiş bir dijital kumpas programı (Digimizer) aracılığıyla gerçekleştirilmiştir.

3.2 Schmidt Sertliği (SHH)

SHH sertlik deneyi için N-tipi Schmidt çekici kullanılmıştır (Şekil 1e). 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.



Şekil 1. Çalışmada kullanılan test cihazları a) IHI, b) HV, c) SSH, d) HB, e) SHH, f) CAI, g) BSA ve h) UW-WA-Pg

Tablo 1. Test edilen kayalar ve ortalama test sonuçları

No Kayaç adı	Kökeni	Bölge	CID mm	CAI *	SHH *	SSH *	HB kg/mm ²	HV kg/mm ²	IHI kN/mm	BSA cm ³ /50cm ²	UW gr/cm ³	WA %	Pg %
1 Kuvarsit-1-	Metamorfik	Adana	0.031	3.89	60.1	91.8	571.1	405.7	25.7	7.7	2.59	0.55	1.43
2 Kuvarsit-2-	Metamorfik	Adana	0.029	3.96	59.7	86.7	422.4	341.0	19.1	7.1	2.62	0.21	0.55
3 Mermer-1-	Metamorfik	İçel	0.150	1.61	49.8	51.7	112.9	96.0	13.6	28.1	2.68	0.21	0.57
4 Mermer-2-	Metamorfik	Üçkapılı/Niğde	0.155	1.90	45.9	48.5	84.0	33.4	8.7	23.1	2.65	0.05	0.14
5 Mermer-3-	Metamorfik	Muğla	0.222	1.70	43.0	42.1	59.3	34.7	8.5	25.4	2.72	0.27	0.60
6 Mermer-4-	Metamorfik	İçel	0.193	1.17	47.1	43.3	76.3	59.3	13.7	29.4	2.68	0.42	0.86
7 Mermer-5-	Metamorfik	İçel	0.144	1.48	45.6	48.6	37.5	26.9	11.5	32.6	2.69	0.19	0.52
8 Mermer-6-	Metamorfik	Afyon	0.153	1.38	46.9	43.4	112.3	33.1	10.5	20.9	2.71	0.26	0.27
9 Mermer-7-	Metamorfik	Bahçeçik / Sivas	0.112	1.65	43.1	50.5	51.6	46.8	7.8	28.6	2.70	0.65	0.44
10 Mermer-8-	Metamorfik	İçel	0.191	1.85	47.2	40.0	61.9	33.9	9.6	27.6	2.61	0.63	1.50
11 Serpantinit-1-	Metamorfik	Yahyalı/Kayseri	0.159	1.14	37.2	40.9	89.1	36.3	5.7	32.5	2.53	0.87	2.01
12 Serpantinit-2-	Metamorfik	Aladağ /Adana	0.200	1.41	50.2	47.5	87.2	62.1	11.2	31.4	2.75	0.87	2.36
13 Serpantinit-3-	Metamorfik	Fındıklıpınarı-İçel	0.247	1.86	21.6	39.8	59.1	31.2	4.6	28.1	2.55	1.28	2.09
14 Aragonit	Sedimanter	Nevşehir	0.235	1.56	40.0	41.1	72.4	25.0	8.4	34.7	2.66	0.70	0.29
15 Fay breşi	Sedimanter	Misis/Adana	0.137	1.99	51.1	45.0	71.5	96.0	13.6	17.8	2.65	0.05	0.15
16 Jips	Sedimanter	Bor/Niğde	0.391	0.85	20.0	13.1	14.8	25.1	1.0	74.5	2.00	13.49	16.12
17 Kireçtaşı -1-	Sedimanter	Bursa	0.043	2.01	60.4	75.1	382.4	269.6	18.5	9.0	2.75	0.15	0.41
18 Kireçtaşı -2-	Sedimanter	Osmaniye	0.240	1.41	39.2	37.0	88.5	68.7	7.5	21.1	2.55	0.61	1.55
19 Kireçtaşı -3-	Sedimanter	Kayseri	0.052	1.79	55.2	67.7	236.0	174.5	18.5	13.9	2.70	0.06	0.16
20 Kireçtaşı -4-	Sedimanter	Niğde	0.093	2.66	46.1	45.0	179.3	93.0	11.8	12.4	2.67	0.06	0.17
21 Kireçtaşı -5-	Sedimanter	Antalya	0.093	2.16	57.6	51.3	110.1	114.3	14.0	14.1	2.65	0.29	0.23
22 Kireçtaşı -6-	Sedimanter	M.K.Paşa/Bursa	0.056	1.85	49.7	54.1	156.1	111.2	12.2	11.1	2.71	0.94	2.15
23 Kireçtaşı -7-	Sedimanter	M.K.Paşa/Bursa	0.088	1.47	48.2	50.1	122.4	123.4	10.8	12.2	2.67	0.18	0.23
24 Kireçtaşı -8-	Sedimanter	Hatay	0.079	1.55	52.7	55.2	162.1	99.4	10.5	14.8	2.72	0.12	0.32
25 Kireçtaşı -9-	Sedimanter	Bünyan/Kayseri	0.071	2.12	49.2	57.7	161.9	126.9	18.5	17.7	2.66	0.65	1.73
26 Kireçtaşı -10-	Sedimanter	Diyarbakır	0.073	1.76	58.6	57.3	131.1	122.0	13.7	13.4	2.62	0.67	1.32
27 Kireçtaşı -11-	Sedimanter	Bursa	0.086	1.67	54.3	51.3	125.2	89.6	12.6	16.4	2.69	0.13	0.34
28 Kireçtaşı -12-	Sedimanter	Bilecik	0.076	1.72	63.1	51.3	192.5	111.8	13.2	11.0	2.69	0.10	0.28
29 Kumtaşı-1-	Sedimanter	Adana	0.192	2.34	43.6	56.6	77.5	45.1	7.5	25.1	2.43	2.43	5.89
30 Kumtaşı-2-	Sedimanter	Adana	0.083	3.14	47.1	56.5	120.6	74.6	13.8	16.0	2.59	0.82	2.12
31 Kumtaşı-3-	Sedimanter	Adana	0.112	2.45	52.5	73.9	95.1	85.1	12.6	12.4	2.69	0.60	1.62
32 Kumtaşı-4-	Sedimanter	Adana	0.063	3.01	49.6	59.7	202.1	146.1	16.8	8.1	2.60	1.03	2.67
33 Limra	Sedimanter	Nevşehir	0.241	1.35	34.1	33.0	31.5	65.2	5.0	45.0	2.32	4.46	10.28
34 Oniks	Sedimanter	Nevşehir	0.272	1.49	41.0	28.0	4.1	24.4	6.5	36.2	2.45	1.01	1.85
35 Radyolarit	Sedimanter	Niğde	0.106	1.36	49.1	51.7	78.5	74.3	11.6	24.8	2.74	0.20	0.28
36 Silttaşı	Sedimanter	Adana	0.041	2.67	53.8	66.5	211.2	145.3	14.6	8.5	2.61	0.68	1.77
37 Şeyl	Sedimanter	Adana	0.081	2.04	51.5	44.3	81.4	71.1	12.2	24.4	2.80	0.88	1.50
38 Traverten-1-	Sedimanter	Burdur	0.103	1.90	49.8	42.5	132.9	61.1	9.0	20.1	2.53	1.14	2.89
39 Traverten-2-	Sedimanter	Denizli	0.168	1.25	45.5	45.6	102.5	34.0	11.2	18.3	2.40	1.22	2.93
40 Diyorit-1-	Derinlik	Kozak/Bahkesir	0.021	3.29	53.7	82.6	170.3	181.7	18.1	13.0	2.62	0.17	0.45
41 Diyorit-2-	Derinlik	Kaman/Kırşehir	0.039	2.90	52.2	75.8	152.7	136.7	11.0	21.7	2.67	0.23	0.60
42 Dünit-1-	Derinlik	Aladağ /Adana	0.117	2.57	51.2	59.7	140.3	69.5	15.1	29.3	2.53	0.72	1.83
43 Dünit-2-	Derinlik	Fındıklıpınarı-İçel	0.136	2.38	46.0	58.5	103.3	100.5	13.4	28.6	2.57	0.40	0.95
44 Gabro-1-	Derinlik	Adana	0.030	3.32	52.2	88.4	360.2	250.2	17.5	10.8	2.84	0.41	1.18
45 Gabro-2-	Derinlik	Niğde	0.025	4.14	54.0	85.1	258.0	282.4	19.8	11.4	2.88	0.07	0.21
46 Gabro-3-	Derinlik	Niğde	0.019	4.49	60.2	85.5	317.3	390.0	22.2	13.1	2.96	0.25	0.73
47 Gabro-4-	Derinlik	Zara /Sivas	0.091	2.96	51.6	77.5	321.1	157.9	23.5	20.3	2.69	0.47	1.27
48 Granit-1-	Derinlik	Kırklareli	0.056	3.88	56.0	72.8	196.1	135.6	26.9	11.3	2.71	0.32	0.86
49 Granit-2-	Derinlik	Aksaray	0.017	3.91	51.0	96.0	243.3	150.5	22.0	13.0	2.58	0.47	1.21

50 Granit-3-	Derinlik	Çamardı/Niğde	0.058	3.62	54.2	92.0	175.0	152.8	17.0	10.3	2.59	0.38	0.99
51 Granit-4-	Derinlik	İspanya	0.031	3.77	52.0	88.2	254.5	122.0	18.4	16.8	2.57	0.36	0.91
52 Granit-5-	Derinlik	Çin	0.030	4.18	60.4	91.0	255.5	119.6	19.9	12.5	2.59	0.19	0.49
53 Granodiyorit	Derinlik	Kapıdağ/Balıkesir	0.021	3.44	61.8	75.2	241.2	160.5	15.9	8.5	2.61	0.43	1.12
54 Siyenit	Derinlik	Kırşehir	0.033	3.02	59.9	88.3	107.7	166.3	13.8	10.9	2.54	0.21	0.53
55 İgnimbirit-1-	Piroklastik	Nevşehir/Göreme	0.680	0.75	16.9	9.2	1.9	7.5	1.1	139.1	1.34	27.89	37.48
56 İgnimbirit-2-	Piroklastik	Nevşehir/Kavak	0.634	0.68	22.8	15.9	2.2	11.1	1.2	130.0	1.52	20.81	31.65
57 İgnimbirit-3-	Piroklastik	Nevşehir/Kavak	0.413	0.97	17.8	15.1	2.7	9.5	1.2	113.1	1.50	19.54	30.26
58 Tüf-1-	Piroklastik	Kayseri	0.421	0.92	22.6	31.8	15.6	19.4	2.7	63.7	1.61	16.61	26.85
59 Tüf-2-	Piroklastik	Kayseri	0.484	1.40	23.9	40.0	12.0	25.0	6.3	65.6	1.89	9.71	18.18
60 Tüf-3-	Piroklastik	Kayseri	0.407	1.27	36.5	37.0	18.1	9.3	3.6	58.6	1.83	14.21	25.77
61 Tüf-4-	Piroklastik	Nevşehir	0.563	0.46	31.5	29.5	6.4	14.0	2.1	70.2	1.57	17.97	28.14
62 Tüf-5-	Piroklastik	Nevşehir	0.460	0.95	22.0	19.2	7.5	11.0	3.1	67.0	1.70	12.65	21.46
63 Tüf-6-	Piroklastik	Nevşehir/Ürgüp	0.386	1.31	26.2	32.0	16.7	30.5	4.2	68.3	1.77	10.30	18.22
64 Aplit	Yarı derinlik	Adana	0.017	4.23	58.2	88.8	451.0	415.4	23.0	7.9	2.63	0.46	0.30
65 Diyabaz-1-	Yarı derinlik	Niğde	0.087	4.12	56.8	71.6	351.1	161.5	19.1	17.2	2.81	0.25	0.70
66 Diyabaz-2-	Yarı derinlik	Adana	0.030	4.13	60.1	87.3	446.5	463.0	22.7	8.9	2.83	0.25	0.71
67 Mikrodiyorit	Yarı derinlik	Adana	0.014	4.86	57.3	85.1	614.3	511.1	21.1	5.0	2.85	0.10	0.27
68 Mikrogranit	Yarı derinlik	Sivrihisar/Eskişehir	0.020	4.30	55.0	93.2	232.7	232.1	22.9	11.1	2.61	0.41	1.07
69 Andezit-1-	Volkanik	Bor/Niğde	0.142	2.75	53.4	77.3	101.3	127.3	20.0	22.1	2.35	2.73	6.50
70 Andezit-2-	Volkanik	Melendiz/Niğde	0.038	3.20	52.9	72.0	384.7	237.3	21.6	17.0	2.64	0.13	0.33
71 Andezit-3-	Volkanik	Ardahan	0.045	2.79	54.1	71.5	203.0	136.2	18.1	16.9	2.60	1.04	2.60
72 Andezit-4-	Volkanik	Kayseri	0.242	2.32	42.3	53.7	8.1	59.8	7.9	28.0	2.15	5.03	10.58
73 Bazalt-1-	Volkanik	Osmaniye	0.055	3.09	59.3	65.8	108.5	131.5	14.1	12.0	2.69	1.58	4.22
74 Bazalt-2-	Volkanik	Bor/Niğde	0.045	4.10	57.3	74.8	269.9	134.3	26.6	9.3	2.56	0.62	1.58
75 Bazalt-3-	Volkanik	Horasan-Erzurum	0.024	4.38	53.8	84.6	304.4	231.2	22.8	13.5	2.71	0.22	0.60
76 Bazalt-4-	Volkanik	Nenehatun/Erzurum	0.151	3.30	50.3	67.2	245.4	125.4	19.8	18.0	2.62	0.92	2.42
77 Bazalt-5-	Volkanik	Adana	0.051	3.14	52.5	65.3	115.9	109.5	18.7	11.3	2.69	0.92	2.48
78 Bazalt-6-	Volkanik	Niğde	0.156	2.45	42.2	64.9	72.7	70.4	10.8	18.1	2.61	0.69	1.82
79 Bazalt-7-	Volkanik	Atasan/Kars	0.180	2.80	46.1	65.3	99.3	33.4	14.4	22.8	2.51	1.56	3.97
80 Dasit-1-	Volkanik	Kayseri	0.226	2.45	40.8	62.2	41.0	72.2	14.3	26.1	2.26	5.66	12.74
81 Dasit-2-	Volkanik	Posof-Kars	0.083	3.24	44.0	68.8	115.7	106.7	15.8	33.9	2.42	2.79	6.80
82 Dasit-3-	Volkanik	Sulakyurt-Kars	0.105	3.05	44.1	62.7	116.8	66.5	16.0	24.1	2.27	4.15	9.40
83 Riyolit-1-	Volkanik	Horasan-Erzurum	0.098	2.89	44.1	75.1	95.4	72.1	14.6	22.1	2.42	1.22	2.91
84 Riyolit-2-	Volkanik	Mercan-Erzincan	0.023	4.21	58.1	95.1	220.9	184.2	22.8	12.1	2.56	0.73	1.86
85 Spilit	Volkanik	Adana	0.050	4.14	56.3	79.8	207.3	248.1	24.5	13.1	2.77	0.72	2.01
86 Trakit	Volkanik	Adana	0.079	2.45	45.6	55.5	109.1	50.1	8.9	16.8	2.48	2.49	6.18

3.3 Shore sclerescopu sertliği (SSH)

SSH, herhangi bir kayacın yüzey sertliğini elastiklik açısından ölçen bir yöntemidir. Test, yaklaşık 14 cm² yüzey alanına ve 2 cm kalınlığa sahip kaya örnekleri üzerinde C-2 model cihaz ile gerçekleştirilmiştir. Ölçümler, en az 5 mm'lik aralıklarla 20 kez tekrarlanmış ve en yüksek on ölçümün ortalaması SSH değeri olarak belirlenmiştir (Şekil 1c).

3.4 Brinell sertliği (HB)

HB, metaller için yaygın olarak kullanılan bir test yöntemidir, ancak kırılğan doğası nedeniyle kayaçlar için genellikle tercih edilmez. HB testleri, kayaç örneği (kalınlık 30mm ve çap 42mm) ile temas halinde olan 10 mm çapında küresel bir çelik bilye ile gerçekleştirilmiştir. Kaya yüzeyine 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 edilmiştir (Şekil 1d).

3.5 Vickers sertliği (HV)

Deney, HB metoduna bir alternatif olarak geliştirilmiştir. Farklı kayaçlar için kullanılabilen geniş ölçekli HV test cihazı Şekil 1b'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 değer in ortalaması hesaplanmıştır. HV değeri, yükün (kgf) hesaplanan alana (mm²) bölünmesi ile hesaplanmıştır.

3.6 Batma sertliği (IHI)

Testler, 30 kN kapasiteli HB nokta yük test aleti ile gerçekleştirilmiştir (Şekil 1a). Deneyde, reçine ile çelik bir çerçeveye yerleştirilen pürüzsüz karot numuneleri (42 mm çap ve 30 mm kalınlık) kullanılmıştır. Penetrasyon miktarları manuel bir komparatör ile izlenmiştir. 20 kN'a kadar yüklenen kayaçların IHI değerleri, azami yükü maksimum nüfuz değerlerine bölmek suretiyle hesaplanmıştır.

3.7 Böhme Aşınma Dayanımı (BSA)

Bu deney, yapı ve kaplama taşı olarak kullanılan kayaların yüzey aşınma dayanımlarının belirlenmesi amacıyla TS EN 14157'de tanımı yapılan bir deneydir. Deney için hazırlanan 71 mm kenar uzunluğuna sahip küp numuneler etüvde kurutulduktan sonra boyutları kumpas yardımıyla ölçülerek kaydedilmiştir.

Çelik manivela ile numune üzerine 30 kg'lık yük uygulanarak, sürtünme şeridi üzerinde 0.6 kg/cm^2 lik bir basınç oluşturulmuştur. Her örnek için 20 aşınma periyodu (440 devir) uygulanmıştır ve her devir için yaklaşık 20 gr aşındırma tozu kullanılmıştır. Deney sonrası boyutlar tekrar ölçülerek meydana gelen aşınma miktarları hacimsel olarak tespit edilmiştir (Şekil 1g).

3.8 Birim hacim ağırlık (UW), Ağırlıkça su emme (WA), Görünür porozite (Pg)

Karot numuneler 105°C 'de 24 saat kurutulup, desikatörde oda sıcaklığına kadar soğutulmuş ve kuru ağırlıkları tespit edilmiştir. Örnekler 24 saat suda bekletilerek doygun ağırlıkları da belirlenmiştir. Kumpas yardımıyla ebatları 0.1 mm hassasiyetle ölçülen numunelerin hacimleri, doygun ve kuru ağırlıkları yardımıyla UW, WA ve Pg değerleri hesaplanmıştır (Şekil 1h).

3.9 Cerchar çizik derinliği (CID)

Bu çalışma kapsamında Cerchar Aşınma İndeksi (CAI) deneyi sonrası kaya yüzeyinde oluşan çizik hattı boyunca yapılan derinlik ölçümleri ile yeni bir deneysel veri seti elde edilmiştir. Karotlardan kaba taş kesme makinesinde kesilerek hazırlanan disk şeklindeki örnekler Bölüm 3.1'de detayları verilen CAI deneyi uygulanmıştır. CAI deneyinde kullanılan ve üzerinde 1cm uzunluğunda çizik bulunan örnekler CID ölçümleri için Şekil 2'de görülen ölçüm düzeneğine alınmıştır. Düzeneğe, 100 kat büyütme kapasiteli bir komparatörün uç kısmına kaya yüzeyinde oluşan çiziklerin içine girebilecek kalınlıkta bir iğnenin monte edilmesi ile oluşturulmuştur. Komparatörün bağlı olduğu düzeneğe, kaya yüzeyine 90 derece açı ile temas edecek şekilde ölçülerek sabitlenmiştir. Kaya yüzeyindeki bir cm uzunluğundaki çizik hattı boyunca komparatör yardımıyla dört noktadan alınan derinlik ölçümlerinin ortalaması Cerchar Çizik Derinliği (CID) olarak adlandırılmıştır. Bu ölçümlerin yapılabilmesi için dikkat edilmesi gereken ayrıntılar ve kısıtlar şu şekilde özetlenebilir.

- ✓ Deney karot ya da prizmatik örneklerle uygulanabilir. Ölçümlerin güvenilir ve hassas yapılabilmesi için mutlaka alt ve üst yüzeyleri birbirine paralel olarak kesilmiş örnekler hazırlanmalıdır.
- ✓ Çizik içerisinde ölçümün yapıldığı nokta ile bu noktanın kenarındaki düz alan (olabildiğince yakın mesafede) arasındaki kot farkının belirlenmesi ile hassas bir ölçüm yapılmış olacaktır. Hesaplamalarda ortalama numune kalınlığının kullanılmaması gerekir. Ölçümlerin açıklanan şekilde yapılması ile olası hataların önüne geçilmiş olacaktır.

4 İSTATİSTİKSEL ANALİZ VE SONUÇLAR

Kaya özellikleri arasındaki ilişkileri modellemek için basit regresyon analizleri sıkça kullanılmaktadır. F-testleri ve t-testlerini de kapsayan tüm istatistiksel analizler için SPSS bilgisayar yazılımı kullanılmıştır. Basit regresyon analizi için "Curve Estimation" menüsündeki tüm modeller (Linear, logaritmik, inverse, quadratic, cubic, power, compound, s-curve, logistic, growth, exponential) denenmiştir.

Her bir parametre için en uygun modelin seçimi yapılırken yüksek determinasyon katsayısına sahip olmanın yanı sıra, modellerin % 95 güven aralığında tüm geçerlilik/güvenirlilik koşullarını sağlamasına dikkat edilmiştir. Tablo 2'de detayları verilen ve tüm veri setinin kullanıldığı basit regresyon analizlerinin elde edilen eşitlikler Eşitlik 1-10'da verilmiştir.

Tüm veri seti (86 kayaç)

$$\text{CID} = 1.007e^{-0.04\text{SSH}} \quad (1)$$

$$\text{CID} = -0.029\text{CAI}^3 + 0.279\text{CAI}^2 - 0.882\text{CAI} + 1 \quad (2)$$

$$\text{CID} = 0.000124\text{SHH}^2 - 0.022\text{SHH} + 0.881 \quad (3)$$

$$\text{CID} = -0.105 \ln(\text{HB}) + 0.623 \quad (4)$$

$$\text{CID} = -0.00006\text{IHI}^3 + 0.004\text{IHI}^2 - 0.077\text{IHI} + 0.621 \quad (5)$$

$$\text{CID} = 5.113\text{HV}^{-0.908} \quad (6)$$

$$\text{CID} = -0.00003\text{BSA}^2 + 0.009\text{BSA} - 0.047 \quad (7)$$

$$\text{CID} = 0.016\text{Pg} + 0.071 \quad (8)$$

$$\text{CID} = -0.00039\text{WA}^2 + 0.032\text{WA} + 0.074 \quad (9)$$

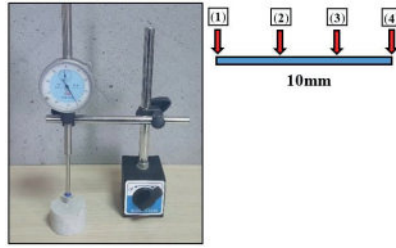
$$\text{CID} = 0.154\text{UW}^2 - 1.051\text{UW} + 1.792 \quad (10)$$

Kayaçların sertlik ve aşınma değerleri, bu kayaçların Cerchar Çizik Derinliği değerleri ile anlamlı korelasyonlar göstermiştir ve denklemlerden elde edilen determinasyon katsayıları 0.74 ile 0.89 arasında değişmektedir. Basit regresyon analizlerine ait detaylı grafikler Şekil 3-12'de verilmiştir. Korelasyon grafikleri (Şekil 3a-12a) %95 güven

aralığına göre hesaplanan maksimum ve minimum güven aralığı ile maksimum ve minimum tahmin limitlerini içerecek şekilde çizilmiştir. Şekil 3b-12b'de parametrelerin test değerleri ile tahmin değerleri arasındaki farkları (residuals) detaylı şekilde görebilmek mümkündür. Şekil 3c-12c'de verilen dağılım grafikleri tahmin edilen ve test edilen değerleri karşılaştırma imkanı sunmaktadır. Noktaların diyagonal çizginin (1:1) her iki bölgesine eşit olarak dağılması üretilen modellerin güvenilirliğini güçlendirmektedir.

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-

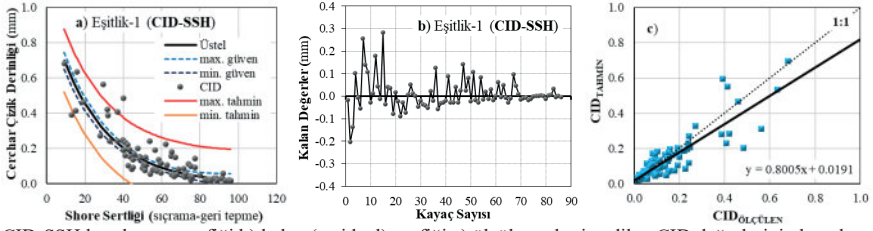
değerlerinin tüm denklemlerin tablo t-değerlerinden daha büyük olduğu görülebilir. Benzer şekilde, tüm t-değerlerinin önem katsayısı (sig.) 0.05'in altındadır. Bu, kurulan modellerin geçerliliğinin bir göstergesidir. Regresyonların önemini belirlemek için t-testine ek olarak, regresyon varyans analizi 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.



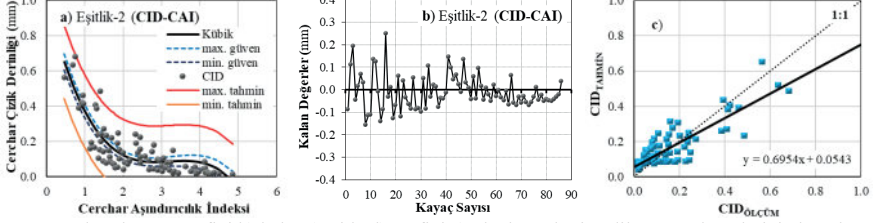
Şekil 2. Cerchar Çizik Derinliği (CID) ölçüm düzeneği ve ölçüm noktaları

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

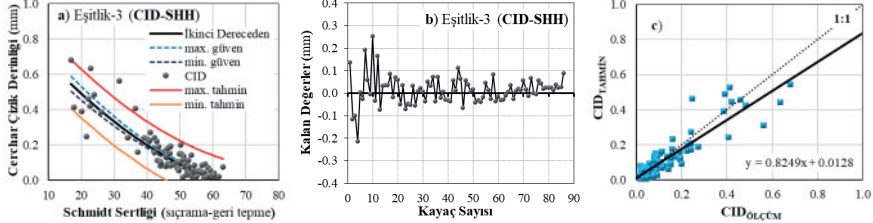
Eşitlik numarası	Bağımsız değişken	B (Katsayı)	Std. Hata	R ²	t Değeri	Önem değeri	t-Tablo	F-Değeri	Önem değeri	F-Tablo
1 (CID) Üstel	SSH (Sabit)	-0.040 1.007	0.002 0.146	0.78	17.42 6.89	0.000 0.000	1.989	303	0.000	3.96
2 (CID) Kübik	CAI CAI ² CAI ³ (Sabit)	-0.882 0.279 -0.029 1.002	0.118 0.049 0.006 0.086	0.74	7.496 5.726 4.769 11.682	0.000 0.000 0.000 0.000	1.989	76	0.000	3.96
3 (CID) İkinci dereceden	SHH SHH ² (Sabit)	-0.022 0.0001 0.881	0.004 0.00005 0.078	0.81	5.496 2.602 11.259	0.000 0.011 0.000	1.989	173	0.000	3.96
4 (CID) Logaritmik	ln (HB) (Sabit)	-0.105 0.623	0.005 0.025	0.83	20.15 25.29	0.000 0.000	1.989	406	0.000	3.96
5 (CID) Kübik	IHI IHI ² IHI ³ (Sabit)	-0.077 0.004 -0.0001 0.621	0.010 0.001 0.00002 0.033	0.82	7.924 4.386 2.895 18.753	0.000 0.000 0.005 0.000	1.989	128	0.000	3.96
6 (CID) Üs	ln (HV) (Sabit)	-0.908 5.113	0.049 1.120	0.81	18.71 4.564	0.000 0.000	1.989	350	0.000	3.96
7 (CID) İkinci dereceden	BSA BSA ² (Sabit)	0.009 -0.00003 -0.047	0.001 0.00001 0.013	0.89	12.638 5.076 3.693	0.000 0.000 0.000	1.989	322	0.000	3.96
8 (CID) Doğrusal	Pg (Sabit)	0.016 0.071	0.001 0.008	0.79	17.534 8.420	0.000 0.000	1.989	307	0.000	3.96
9 (CID) İkinci dereceden	WA WA ² (Sabit)	0.032 -0.00039 0.074	0.004 0.0002 0.009	0.80	7.592 2.003 8.566	0.000 0.048 0.000	1.989	168	0.000	3.96
10 (CID) İkinci dereceden	UW UW ² (Sabit)	-1.051 0.154 1.792	0.241 0.055 0.256	0.80	4.358 2.808 6.996	0.000 0.006 0.000	1.989	165	0.000	3.96



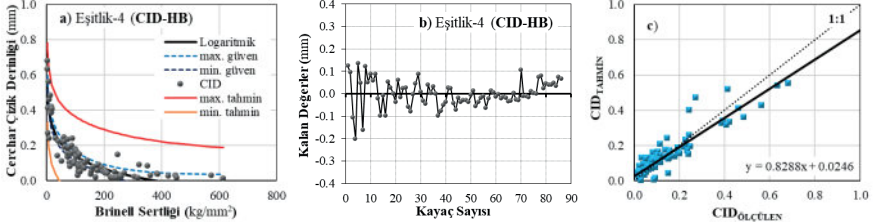
Şekil 3. a) CID-SSH korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği



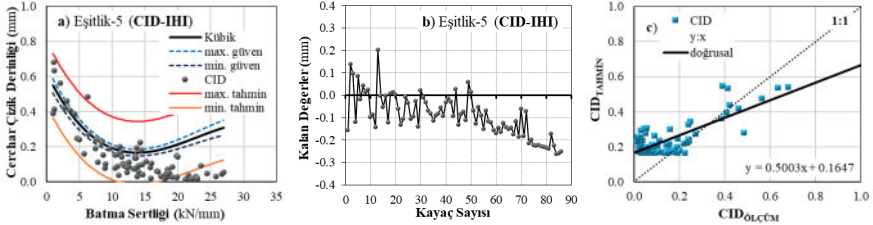
Şekil 4. a) CID-CAI korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği



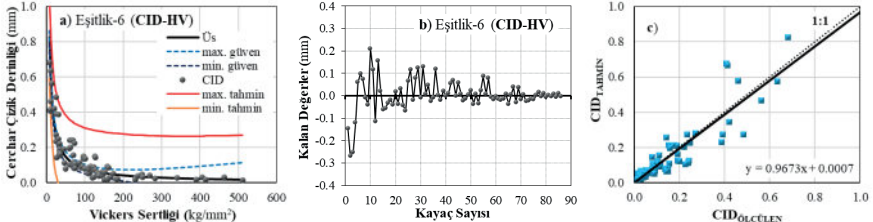
Şekil 5. a) CID-SHH korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği



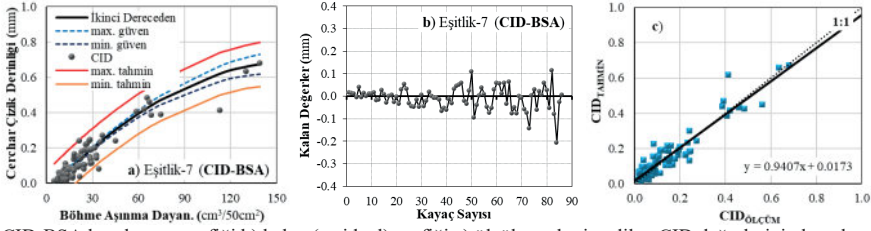
Şekil 6. a) CID-HB korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği



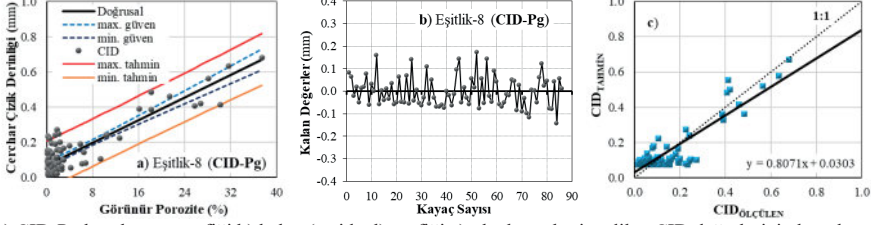
Şekil 7. a) CID-IHI korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği



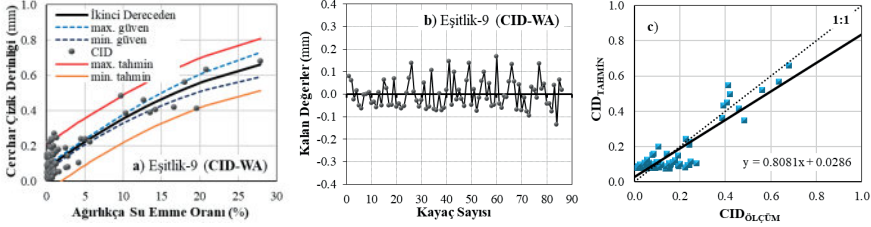
Şekil 8. a) CID-HV korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği



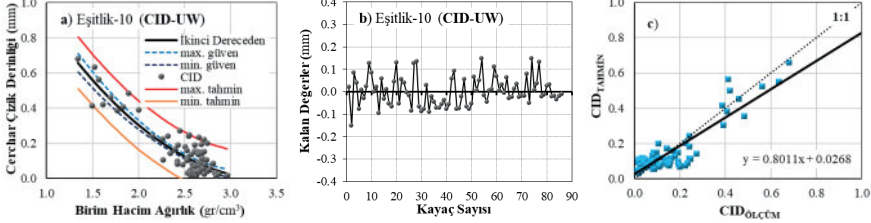
Şekil 9. a) CID-BSA korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği



Şekil 10. a) CID-Pg korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği



Şekil 11. a) CID-WA korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği



Şekil 12. a) CID-UW korelasyon grafiği b) kalan (residual) grafiği c) ölçülen-tahmin edilen CID değerlerinin karşılaştırma grafiği

5 KÖKENE GÖRE İSTATİSTİKSEL ANALİZ

Çalışmanın bir önceki bölümünde detaylandırılan istatistiksel analiz çalışmalarında 86 kayaçtan oluşan tüm veri seti kullanılmıştır (13 metamorfik, 26 sedimanter ve 47 mağmatik). Bu bölümde kayaçların kökenine göre sınıflandırılmasından sonra istatistiksel analizlerin yinelenmesi hedeflenmiştir. Metamorfik kayaçlar için elde edilen belirleme katsayıları oldukça yüksektir ve doğrusal bir ilişki söz konusudur. Ancak bu grupta yer alan iki kuvarsit tüm özellikleri bakımından diğer metamorfik kayaçlardan (mermer ve serpantinler) kayda değer şekilde ayrılmaktadır. Diğer bir deyişle kuvarsitler bir kümelenme oluştururken mermer ve serpantinler ayrı bir küme oluşturmaktadır. Bu iki küme arasında oldukça geniş bir skalada başka

kayaç yer almamaktadır. Dolayısı ile elde edilen korelasyon eğrisi bu iki temel kümeyi birbirine bağlayarak oldukça yüksek belirleme katsayısı vermektedir. Bu durum türetilen denklemlerin güvenilirliğini azaltmaktadır. Bu sebeple, metamorfik kayaç grubundaki serpantinler mağmatik kayaçların başkalaşımı ile oluştuğundan mağmatik köken grubuna dahil edilmiş ve toplam 50 kayaçtan oluşan bir veri seti oluşturulmuştur. Yine metamorfik gruptaki kayaçlardan mermer ve kuvarsitler sırasıyla kireçtaşı ve kumtaşı gibi sedimanter kayaçların başkalaşımı ile meydana gelmiştir. Buradan hareketle toplam 10 kayaç sedimanter köken grubuna dahil edilerek 36 kayaçtan oluşan veri seti elde edilmiştir. Şekil 13a-20a'da mağmatik (Eşitlik 11-20), Şekil 13b-20b'de

sedimanter (Eşitlik 21-30) kökenli kayaçların korelasyon grafikleri verilmiştir.

Mağmatik köken (50 kayaç)

$$CID = 0.0007SSH^2 - 0.015SSH + 0.788 \quad (11)$$

$$CID = 0.043CAI^2 - 0.353CAI + 0.755 \quad (12)$$

$$CID = -0.454 \ln(SHH) + 1.877 \quad (13)$$

$$CID = -0.113 \ln(HB) + 0.668 \quad (14)$$

$$CID = -0.189 \ln(IHI) + 0.618 \quad (15)$$

$$CID = 5.769HV^{-0.948} \quad (16)$$

$$CID = -0.000034BSA^2 + 0.01BSA - 0.072 \quad (17)$$

$$CID = 0.017P_g + 0.042 \quad (18)$$

$$CID = -0.00054WA^2 + 0.036WA + 0.045 \quad (19)$$

$$CID = 0.181UW^2 - 1.184UW + 1.932 \quad (20)$$

Sedimanter köken (36 kayaç)

$$CID = 0.00008SSH^2 - 0.013SSH + 0.56 \quad (21)$$

$$CID = -0.043CAI^3 + 0.354CAI^2 - 0.951CAI + 0.932 \quad (22)$$

$$CID = -0.009SHH + 0.547 \quad (23)$$

$$CID = 1.546HB^{-0.578} \quad (24)$$

$$CID = 0.001IHI^2 - 0.034IHI + 0.412 \quad (25)$$

$$CID = 2.92HV^{-0.761} \quad (26)$$

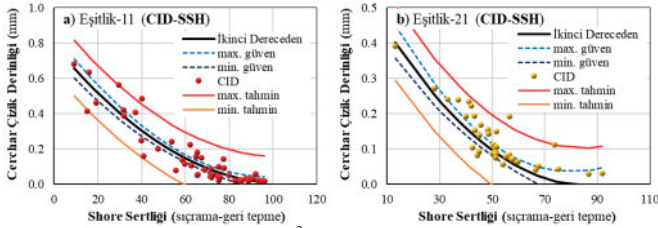
$$CID = 0.005BSA^{1.041} \quad (27)$$

$$CID = 0.016P_g + 0.101 \quad (28)$$

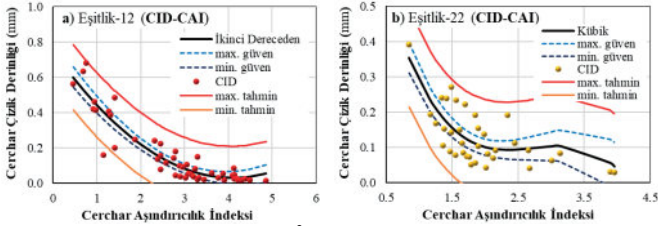
$$CID = 0.022WA + 0.107 \quad (29)$$

$$CID = -0.695 + 2.15/UW \quad (30)$$

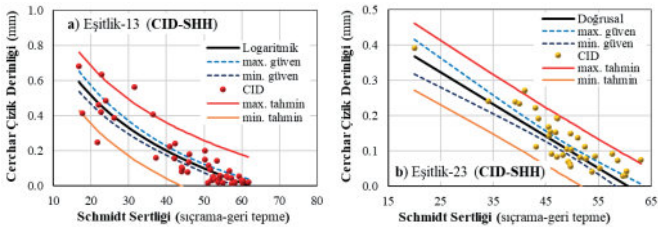
Köken sınıflamasına göre elde edilen denklemlerin geçerliliğini kontrol etmek için yine % 95 güven aralığı kullanılmıştır. Tüm veri seti için uygulanan prosedür burada da dikkate alınmıştır. Sunulan denklemlerin tamamı F ve t-test koşullarını sağlayan en yüksek belirleme katsayısına sahip denklemlerdir.



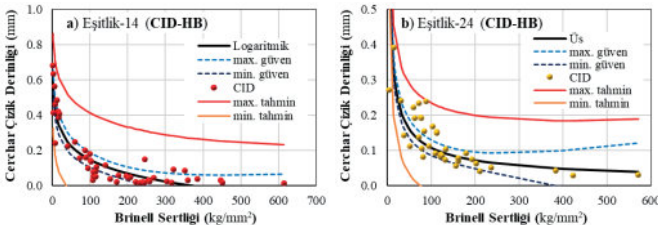
Şekil 13. a) CID-SSH korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.882$) b) CID-SSH korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.786$)



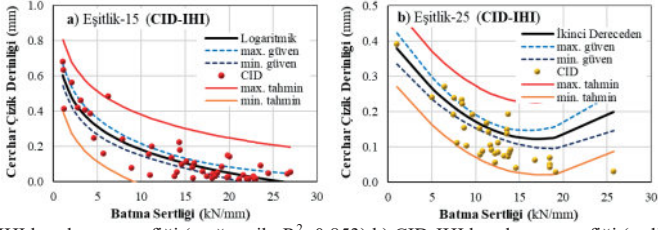
Şekil 14. a) CID-CAI korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.870$) b) CID-CAI korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.542$)



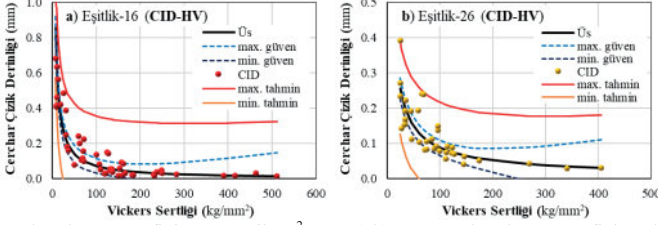
Şekil 15. a) CID-SHH korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.813$) b) CID-SHH korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.763$)



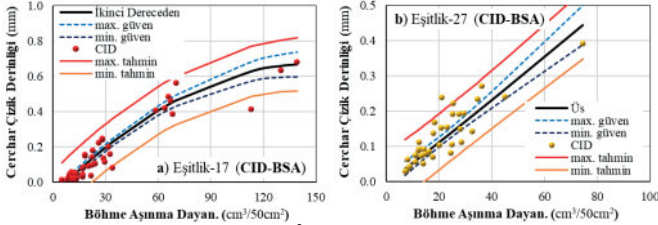
Şekil 16. a) CID-HB korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.879$) b) CID-HB korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.680$)



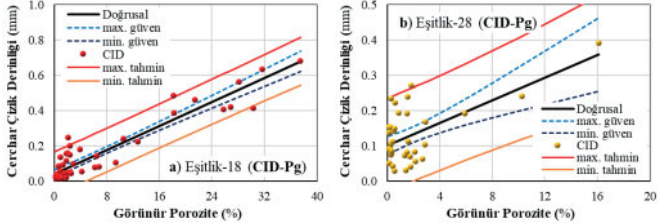
Şekil 17. a) CID-IHI korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.853$) b) CID-IHI korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.756$)



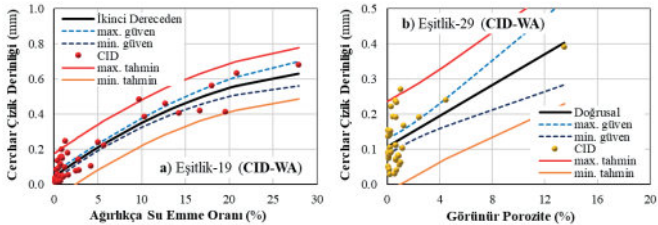
Şekil 18. a) CID-HV korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.823$) b) CID-HV korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.774$)



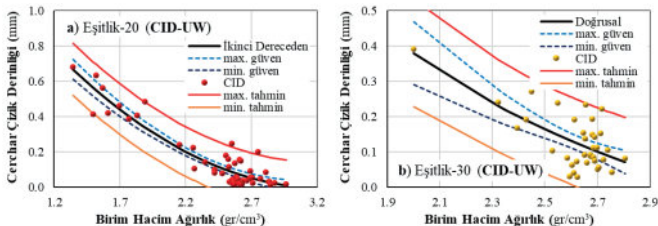
Şekil 19. a) CID-BSA korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.912$) b) CID-BSA korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.781$)



Şekil 20. a) CID-Pg korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.884$) b) CID-Pg korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.369$)



Şekil 21. a) CID-WA korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.891$) b) CID-WA korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.406$)



Şekil 22. a) CID-UW korelasyon grafiği (mağmatik; $R^2=0.880$) b) CID-UW korelasyon grafiği (sedimanter; $R^2=0.463$)

6 MODELLERİN PERFORMANS ANALİZİ

Tüm tahmin modellerinin kapasite performanslarını karşılaştırmak amacıyla RSR, VAF, E ve Adj.R² gibi bazı istatistiksel performans endeksleri her model için ayrı ayrı hesaplanmıştır. *E*, verimlilik katsayısı, *VAF* varyans hesap faktörü, *Adj.R²* düzeltilmiş determinasyon katsayısıdır. *RSR*, tahmin değerlerinin standart sapma oranına göre kök kare hata oranıdır. *PI_{at}* bu çalışma kapsamında yazar tarafından geliştirilmiş olan performans endeksi değeridir. Bağımsız değişkenleri tahmin etmek için en doğru modeli seçmek oldukça zordur. Modellerin doğruluğu performans endekslerinin ayrı ayrı kullanılmasıyla incelenebilir ancak, bu endekslerden biri diğerlerinden üstün değildir. Bu performans indekslerinden dört tanesi aynı formülde birleştirilmiş ve geliştirilmiş modellerin performanslarını karşılaştırmak için Eşitlik 31’de verilen performans endeksi hesaplanmıştır.

$$PI_{at} = [ADJ.R^2 + \left(\frac{VAF}{100}\right) + E - RSR] \quad (31)$$

Teorik olarak bir modelin mükemmel sayılabilmesi için *E* ve *Adj.R²* değerinin “1”, *VAF* değerinin “100”, *RSR* değerinin “0” olması gerekir. Teorik olarak, mükemmel tahmin modellerinin *PI_{at}* değeri

beklendiği gibi 3’e eşittir. Buradan hareketle en yüksek ortalama *PI_{at}* değerine sahip model en güvenilir ve doğru olanı olmalıdır. Tablo 3’te, Eşitlik 31’de verilen formüllere göre her model için hesaplanan istatistiksel performans endeksleri görülmektedir. Hesaplanan *PI_{at}* değerlerine göre en güvenilir sonuçları sağlayan denklemler sırasıyla aşağıdaki gibidir;

Tüm veri seti (86 kayaç)

Eşitlik-7 (BSA); Eşitlik-4 (HB); Eşitlik-3 (SHH); Eşitlik-9 (WA); Eşitlik-10 (UW); Eşitlik-8 (Pg); Eşitlik-6 (HV); Eşitlik-1 (SSH); Eşitlik-2 (CAI) ve Eşitlik-5 (IHI).

Mağmatik köken (50 kayaç)

Eşitlik-17 (BSA); Eşitlik-19 (WA); Eşitlik-18 (Pg); Eşitlik-11 (SSH); Eşitlik-14 (HB); Eşitlik-20 (UW); Eşitlik-12 (CAI); Eşitlik-15 (IHI); Eşitlik-13 (SHH) ve Eşitlik-16 (HV).

Sedimanter köken (36 kayaç)

Eşitlik-27 (BSA); Eşitlik-21 (SSH); Eşitlik-23 (SHH); Eşitlik-26 (HV); Eşitlik-22 (CAI); Eşitlik-25 (IHI); Eşitlik-30 (UW); Eşitlik-29 (WA); Eşitlik-28 (Pg) ve Eşitlik-24 (HB).

Tablo 3. Türetilen basit regresyon modelleri için hesaplanan istatistiksel performans endeksleri

Eşitlik no	R ²	Adj. R ²	VAF	E	RSR	PI _{at}
Tüm veri seti (86 kayaç)						
Eşitlik 1	0.768	0.765	76.622	0.762	0.488	1.80
Eşitlik 2	0.733	0.730	73.121	0.726	0.523	1.66
Eşitlik 3	0.807	0.804	80.611	0.799	0.449	1.96
Eşitlik 4	0.829	0.827	82.872	0.829	0.414	2.07
Eşitlik 5	0.592	0.588	57.812	0.162	0.915	0.41
Eşitlik 6	0.800	0.797	76.447	0.764	0.486	1.84
Eşitlik 7	0.886	0.884	88.234	0.879	0.348	2.30
Eşitlik 8	0.785	0.783	78.479	0.784	0.464	1.89
Eşitlik 9	0.802	0.799	80.152	0.801	0.446	1.96
Eşitlik 10	0.798	0.796	79.800	0.798	0.450	1.94
Mağmatik kökenli kayaç veri seti (50 kayaç)						
Eşitlik 11	0.882	0.880	88.222	0.882	0.343	2.30
Eşitlik 12	0.870	0.868	87.022	0.870	0.360	2.25
Eşitlik 13	0.813	0.809	81.257	0.813	0.433	2.00
Eşitlik 14	0.879	0.877	87.938	0.879	0.347	2.29
Eşitlik 15	0.853	0.850	85.269	0.853	0.384	2.17
Eşitlik 16	0.816	0.812	75.923	0.759	0.491	1.84
Eşitlik 17	0.912	0.910	90.885	0.905	0.308	2.42
Eşitlik 18	0.884	0.882	88.375	0.883	0.341	2.31
Eşitlik 19	0.891	0.889	89.066	0.891	0.331	2.34
Eşitlik 20	0.879	0.877	87.903	0.879	0.348	2.29
Sedimanter kökenli kayaç veri seti (36 kayaç)						
Eşitlik 21	0.785	0.778	77.854	0.689	0.557	1.69
Eşitlik 22	0.538	0.525	53.647	0.532	0.684	0.91
Eşitlik 23	0.764	0.757	76.193	0.697	0.551	1.66
Eşitlik 24	0.429	0.412	-6.144	-0.062	1.031	0.74
Eşitlik 25	0.651	0.641	62.170	0.382	0.786	0.86
Eşitlik 26	0.638	0.628	63.810	0.634	0.605	1.29
Eşitlik 27	0.771	0.764	76.341	0.752	0.498	1.78
Eşitlik 28	0.369	0.351	36.927	0.369	0.794	0.29
Eşitlik 29	0.407	0.390	40.698	0.407	0.770	0.43
Eşitlik 30	0.469	0.453	46.894	0.469	0.729	0.66

7 SONUÇLAR

Bu çalışmada CAI deneyi ile birlikte kayaç yüzeyinde oluşan çizik hattı boyunca derinlik ölçümlerinin yapılması ve bu şekilde yeni bir deneysel veri setinin oluşturulması planlanmıştır. Cerchar Çizik Derinliği (CID) olarak adlandırılan bu parametrenin tespit edilebilmesi özel olarak hazırlanmış numune kullanımı gerektirmektedir. CID değerlerinin tespit edilebilmesi CAI deneyinin oldukça iyi boyutlandırılmış karot yada prizmatik kayaçlarda uygulanmış olması koşuluna bağlıdır. CAI deneyi için çoğunlukla düzensiz şekilli örneklerin kullanılıyor olması CID parametresine literatürde yaygın olarak rastlanamamasının en temel gerekçesidir. Oldukça çok sayıda kayaca ait test verileri ile gerçekleştirilen bu çalışmada CID parametresi ile doğrudan ilişkili olduğu düşünülen sertlik, aşınma ve fiziksel özellikler ilişkilendirilmeye çalışılmıştır. Tüm veri setinin kullanıldığı istatistiksel analizlerin yanı sıra kayaçlar kökenlerine göre ayrılarak istatistiksel analizler ayrıntılı olarak ele alınmıştır. Basit regresyon analizlerinden elde edilen sonuçlar aşağıdaki maddelerde özetlenmeye çalışılmıştır.

- Genel bir değerlendirme yapıldığında mağmatik kayaçlarla elde edilen denklemlere ait belirleme katsayılarının sedimanter kökenli kayaçlarla elde edilen belirleme katsayılarına göre daha yüksek olduğu görülmektedir. Mağmatik kayaçlarda mineral dağılımının genel olarak daha üniform olması bu kayaç grubundan daha istikrarlı sonuçlar alınmasının en temel sebebidir.
- Performans indeksi (PI_{ai}) analizine göre tüm veri seti için sırasıyla BSA, HB, SHH ve WA testlerinin yüksek güvenilirlik düzeyine sahip olduğu açıktır. Bu durum mağmatik kökenli kayaç grubu için de benzer şekildedir.
- Sedimanter kökenli kayaçlar için fiziksel testlerle elde edilen performans indeksi değerlerinin sertlik ve aşınma testleri ile elde edilen değerlere göre daha düşük olması dikkat çekicidir. Sedimanter grubu kayaçlarda WA, Pg ve UW değerleri nispeten dar bir aralıkta değişim göstermektedir. Bu skala Mağmatik kayaçlarda piroklastik kayaçlardan derinlik kayaçlarına çok daha geniştir. Korelasyon çalışmaları bu durum oldukça etkili ve belirleyici olmaktadır.
- CID parametresinin tahmininde tüm veri setleri için en yüksek belirleme katsayısına ve performans endeks değerine sahip denklemler Böhme Aşınma Dayanım deneyi ile elde edilmiştir.
- Mağmatik ve sedimanter gruplardan elde edilen denklemler incelendiğinde sertlik testleri arasında

CID parametresi tahmininde en yüksek performansa sahip ve güvenilir denklemlerin SSH deneyi ile elde edildiği görülmektedir.

- Çalışma sunulan 30 denklemin tamamının güvenilirlik test koşullarını sağladığının altı çizilmelidir. Daha yüksek belirleme katsayısı vermesine rağmen F ve t-test koşullarını sağlayamayan denklemlere yer verilmemiştir. Sonuçlar CID parametresinin kayaçların özelliklere aşınma, sertlik gibi yüzey özellikleri ile ilişkili özellikleri ile oldukça anlamlı ilişkilere sahip olduğunu ortaya koymuştur.
- Çalışma kapsamında BSA, CAI, SHH, SSH, HB, HV, IHI gibi testler gerçekleştirilmiştir. Aşındırıcı mineral içeriği, gözeneklilik, yoğunluk, çimentolanma derecesi, çimento (matriks) malzemesi, yapı-doku gibi unsurlar yukarıda sıralanan aşınma/sertlik özelliklerini mekanik özelliklere oranla daha çok etkilemektedir. Benzer şekilde Cerchar Çizik Derinliği de aynı parametreler tarafından kontrol edilmektedir. Bu tespitten yola çıkılarak CAI testlerinin oldukça iyi boyutlandırılmış karot ya da prizmatik örneklerle gerçekleştirilecek olması durumunda CID değerlerinin de mutlaka tespit edilmesi araştırmacılara önerilmektedir. Metinde detayları verilen koşullara dikkat edilerek yapılacak hassas ölçümler sayesinde CID parametresinin araştırmacılara önemli bir veri seti sağlayacağı düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

- Al-Ameen S.L. and Waller, M.D., 1994. The influence of rock strength and abrasive mineral content on the Cerchar abrasive index. *Engineering Geology*, 36: 293-301.
- ASTM D7625-10, 2010. Standard test method for laboratory determination of abrasiveness of rock using the CERCHAR Method. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2010.
- Boutrid, A., Bensehamdi, S. and Chaib, R., 2013. Investigation into Brinell hardness test applied to rocks. *World Journal of Engineering*, 10(4): 367-380.
- Çopur, H. and Eskikaya, Ş., 1992. ELI Eynez Bölgesi M2 marının fiziksel ve mekanik özelliklerinin mekanize kazı bakımından incelenmesi. *Türkiye 8. Kömür Kongresi, TMMOB Maden Mühendisleri Odası Yayını, Zonguldak, Türkiye, 4-8 Mayıs 1992.*
- Delioormanlı, A.H., 2012. Cerchar abrasivity index (CAI) and its relation to strength and abrasion test methods for marble stones. *Construction and Building Materials*, 30: 16-21.
- Dipova, N., 2012. Bir tünel güzergâhındaki zayıf kireçtaşlarının aşınma ve dayanım özellikleri arasındaki ilişkilerin araştırılması. *Jeoloji Mühendisliği Dergisi*, 36(1), 23-34.
- ISRM, 1978. Suggested methods for determining hardness and abrasiveness of rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, 15: 89-97.

- 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.
- Johnson, S.T. and Fowell, R.J., 1986. Compressive strength is not enough (Assessing pick wear for drag tool-equipped machines). In: Proceedings of the 27th US Symp Rock Mechanics, Tuscaloosa, Alabama, USA, 23-25.
- Kahraman, S., Alber, M., Fener, M. and Gunaydin, O., 2010. The usability of Cerchar abrasivity index for the prediction of UCS and E of Misis Fault Breccia: Regression and artificial neural networks analysis. *Expert Systems with Applications*, 37: 8750–8756.
- Mateus, J., Saavedra, N., Carrillo, Z.C. and Mateus, D., 2007. Correlation development between indentation parameters and uniaxial compressive strength for Colombian sandstones. *CT&F-Ciencia, Tecnología y Futuro*, 3(3): 125-136.
- Plinninger, R., Kasling, H. and Thuro, K., 2004. Wear prediction in hardrock excavation using the Cerchar abrasivity index (CAI). In: Schubert, editor. *Proc. EUROCK 2004 and 5rd Geomechanics Colloquium VGE*. Germany: Essen. pp: 599–604.
- Tercan, A.E. and Ozcelik, Y., 2006. Canonical ridge correlation of mechanical and engineering index properties. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 43(1): 58-65.
- Teymen, A., 2020. The usability of Cerchar abrasivity index for the estimation of mechanical rock properties. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 128: 104258.
- TS EN 14157, 2005, Aşınma direncinin tayini – Böhme, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara
- Tumac, D., Bilgin, N., Feridunoglu, C. and Ergin, H., 2007. Estimation of rock cuttability from shore hardness and compressive strength properties. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 40(5): 477-490.
- Yaralı, O. and Akçın, N.A., 2005. Kayaçların Cerchar sertlik indeks değerleri ile dayanım özellikleri arasındaki ilişkilerin belirlenmesi. *Türkiye 19. Uluslararası Madencilik Kongresi ve Fuarı, IMCET2005*. İzmir, Türkiye, 09-12 Haziran, 2005.
- Yaralı, O., 2016. Kayaçların mekanik özelliklerinin Cerchar aşınma indeksine olan etkilerinin araştırılması. *Karacelmaz Fen ve Mühendislik Dergisi*, 6(1), 218-229.

Kayaların farklı tip Schmidt çekici geri tepme sertlik değerlerinin tahmini için dönüşüm katsayısı önerilmesi

Suggesting conversion factor coefficients for estimating different types of Schmidt hammer rebound hardness values

D. Akbay

Çanakkale Onsekiz Mart Üniversitesi, Çan Meslek Yüksek Okulu, Madencilik ve Maden Çıkarma Bölümü, Çan, Çanakkale

G. Ekincioglu

Ahi Evran Üniversitesi, Kaman Meslek Yüksek Okulu, Madencilik ve Maden Çıkarma Bölümü, Kaman, Kırşehir

ÖZET: Kayayı tanımlamak için kullanılan mekanik davranışlardan en önemlileri kayaların tek eksenli basınç dayanımları ve çekme dayanımlarıdır. Kayaların bu özelliklerini tespit etmek için kullanılan yöntemler pahalı, zaman alıcı ve karmaşıktır. Schmidt çekici geri sıçrama sertliği de betonun ve kayaların yüzey sertliğini belirlemek ve tek eksenli basınç dayanımını tahmin etmede kullanılan hızlı, ucuz ve uygulaması kolay bir yüzey sertliği parametresidir. Tahribatsız bir deney yöntemi olması hem arazide hem laboratuvarında uygulanabiliyor olması hem şekilsiz yüzeylere hem de standartlara uygun hazırlanmış deney numunelerinde ölçüm alınabiliyor olması yöntemin diğer avantajlı yönleridir. Literatürde Schmidt çekici kullanılarak yapılan çalışmalarda yaygın olarak iki farklı tip (L-tipi ve N-tipi) çekicinin kullanıldığı görülmektedir. Bu iki tip çekici tek fark farklı darbe enerjisi seviyelerinde tasarlanmış olmalarıdır. Bu çalışmada farklı darbe enerjilerine sahip L-tipi ve N-tipi Schmidt çekici kullanılarak elde edilmiş sertlik değerlerinin birbiri ile arasındaki ilişkiler araştırılmıştır. Literatürde yer alan çalışmalar içerisinde hem L-tipi hem de N-tipi Schmidt çekici kullanılarak belirlenmiş sertlik değerlerini içeren çalışmalardan veriler derlenmiş, derlenen veriler hem genel olarak hem de kayaç kökenine göre gruplandırılarak ayrı ayrı istatistiksel olarak incelenmiştir. Farklı tip Schmidt çekici kullanılarak elde edilen sertlik değerlerini tahmin etmek için dönüşüm katsayıları önerilmiştir.

ABSTRACT: The most important mechanical behaviors used to describe the rocks are the uniaxial compressive strength and tensile strength of the rocks. The methods used to determine these properties of rocks are expensive, time consuming and complex. Schmidt hammer rebound hardness is also a fast, inexpensive, and easy-to-apply surface hardness property used to determine the surface hardness of concrete and rocks and to estimate uniaxial compressive strength. The other advantageous aspects of the method are that it is a non-destructive test method, that it can be applied both in the field and in the laboratory, and that measurements can be taken on amorphous surfaces and on test samples prepared in accordance with standards. In the literature, it is seen that two different types (L-type and N-type) hammers are commonly used in studies using Schmidt hammer. The only difference between these two types of hammers is that they are designed with different impact energy levels. In this study, the relationships between the hardness values obtained by using L-type and N-type Schmidt hammers with different impact energies were investigated. Among the studies in the literature, data were compiled from studies containing the hardness values determined by using both L-type and N-type Schmidt hammers, and the collected data were statistically analyzed separately by grouping them both in general and according to rock origin. Conversion coefficients have been proposed to estimate the hardness values obtained using different types of Schmidt hammers.

1 GİRİŞ

Kaya ile içiçe olan mühendislik uygulamalarında kayanın malzeme özelliklerinin belirlenmesi projenin uygulanabilirliği ve sürdürülebilirliği açısından çok önemlidir. Kayaçların tek eksenli

basınç dayanımı (TEBD), çekme dayanımı (ÇD) gibi dayanım değerleri proje mühendislerince yapının inşasında ve duraylılığının sağlanmasında dikkate alınan önemli tasarım parametreleridir. Bu değerler, öncelikle laboratuvara getirilen saha örneklerinin ilgili deney standartlarında belirtilen boyutlara göre

ebatlanması sonrasında da bu örnekler üzerinde gerçekleştirilen testler sonucunda elde edilmektedir. Bu test yöntemleri zaman alıcı ve maliyetli yöntemler olarak ifade edilebilir ya da bazı durumlarda standartlarda önerilen boyutlarda numune hazırlanamayabilir. Örneğin, zayıf veya çok ayrılmış ve ince tabakalı kayalarından karot çıkarmak veya gerekli boyutlarda deney numunesi hazırlamak zordur (Palchik 2007, Mishra & Basu 2013, Wang & Aladejare 2015, Wang vd. 2016, Aladejare 2020). Bu gibi durumlarda uygulaması kolay, hızlı sonuç veren, numune hazırlama işlemi gerektirmeyen veya küçük boyutlarda numunelere uygulanabilen indeks yöntemleri ile kayaların indeks özellikleri belirlenebilir ve ampirik eşitlikler vasıtasıyla tasarımda ihtiyaç duyulan tek eksenli basınç dayanımı, çekme dayanımı gibi mekanik özellikler tahmin edilebilir. Literatürde özellikle TEBD'nin dolaylı tahmini için geliştirilmiş çok sayıda ampirik eşitlik içeren çalışma mevcuttur. Bu çalışmalarda genellikle nokta yük dayanımı (NYD), Schmidt çekici sertliği (SH), gözeneklilik ve yoğunluk gibi indeks ve fiziksel özellikler ile TEBD arasındaki ilişkiler incelenmiştir.

Bu test yöntemlerinden en çok tercih edilen ve en doğru sonuç veren yöntemler NYD ve SH indeks deneyleridir. Hem sahada hem laboratuvar da uygulanabilen iki yöntemde kullanılan test aletlerinin ortak özelliği nispeten hafif ve taşınabilir özelliğe sahip olmalarıdır. Bu aletler için gerekli deney örneği standartları ve deneylerin uygulanması pratik olduğu için saha çalışmalarında da sıklıkla kullanılmaktadır (Mesutoğlu & Özkan 2019). Fakat yapılan bir çalışmada NYD verilerini içeren 154 bilimsel çalışma detaylı olarak incelenmiş ve bu çalışmalardan sadece dördünün sahada uygulanan NYD testlerinin verilerini içerdiği görülmüştür. Diğer bir deyişle, NYD testi ile ilgili yapılan çalışmaların sadece %2,5'i fiilen sahada yapılmıştır (Akbay & Altındağ 2020). Bunun sebebinin NYD test aletinin arazide konumlanması için düz bir yere ihtiyaç duyulması, düzensiz/şekilsiz numuneler kullanılırken bile deney standardında en-boy-kalınlık oranlarının önerilmesi gibi kısıtlayıcı etkenlerden kaynaklandığı düşünülmektedir. Bu gibi durumlar NYD testinin arazide kullanımını oldukça sınırlandırmıştır. Schmidt çekici ise bu dezavantajları ortadan kaldırarak bir tasarıma sahiptir. Bu sayede saha uygulamalarında da çokça kullanılmaktadır.

Literatürde TEBD'nin SH ile dolaylı tahmini için geliştirilmiş çok sayıda ampirik eşitlik içeren çalışma mevcuttur (Yılmaz & Sendir 2002, Buyuksagis & Goktan 2007, Çobanoğlu & Çelik 2008, Karaman vd. 2011, Bruno 2013, Minaecian &

Ahangari 2013, Karaman vd. 2015, Tandon & Gupta 2015, Jamshidi vd. 2016, Demirdag vd. 2018, Kong & Shang 2018, Çelik & Çobanoğlu 2019, Mesutoğlu & Özkan 2019, Wang & Wan 2019, Özkan & Kaya 2020).

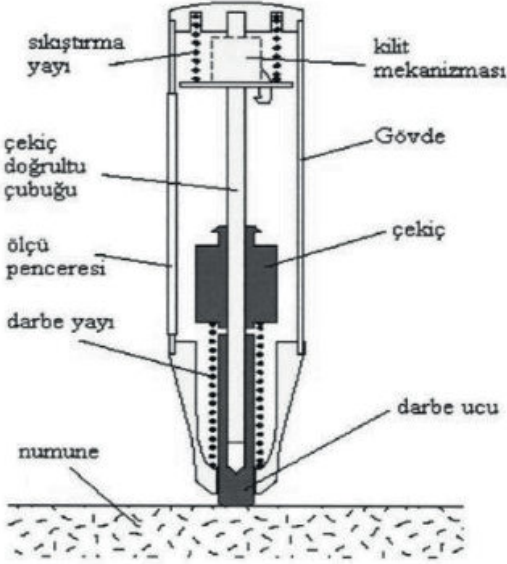
Bu çalışma kapsamında da magmatik, metamorfik ve sediment kökenli kayaların L tipi ve N tipi olmak üzere her iki Schmidt çekiç tipinden elde edilen Schmidt değerleri arasındaki ilişkiler ile üç farklı kökenden olan kayaların TEBD değerleri ile her iki çekiç tipi arasındaki ilişkiler istatistiksel olarak incelenmiştir.

2 SCHMİDT ÇEKİCİ SERTLİĞİ

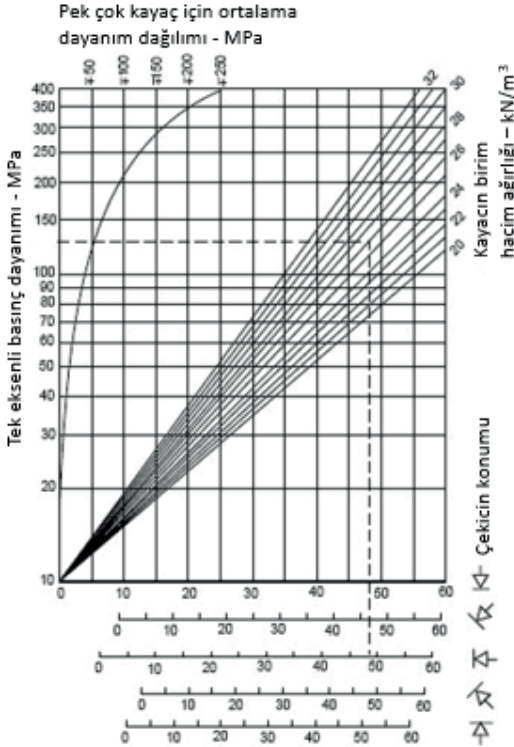
Bu çalışmaya konu olan Schmidt çekici kaya ve beton ile ilgilenen disiplinlerin hepsinin kullandığı bir sertlik ölçüm aletidir. Schmidt çekici 1940'ların sonlarında betonun yerinde tahribatsız muayenesi için bir indeks test aparatı olarak geliştirilmiştir (Aydın & Basu 2005). 1960'ların başından beri yaklaşık 60 yıldır da kaya mekaniği uygulamalarında kayaların yüzey sertliğinin bir göstergesi olarak, çokça TEBD'yi tahmin etmek için yaygın olarak kullanılmaktadır (Goktan & Ayday 1993). Schmidt çekici testleri, incelenen malzemenin bulunduğu yere göre sahada veya laboratuvar da gerçekleştirilebilir.

Schmidt çekici sıkıştırılmış bir yay ve bir pistonun oluşur (Şek. 1). Çekiç bir test malzemesinin yüzeyine bastırıldığında yay serbest kalır ve pistonla birlikte test malzemesinin yüzeyine çarpar. Test malzemesinin yüzey sertliğine bağlı olarak piston geri teper. Geri tepme mesafesi, çarpma yüzeyi tarafından emilen toplam enerji ile orantılıdır. Pistonun geri tepme mesafesi, doğrudan cihazdaki sayısal bir ölçekten okunur ve Schmidt çekici geri tepme sertliği olarak ifade edilir.

Ölçüm için ISRM (2007) tarafından önerilen yöntemde sertlik değeri belirlenecek malzemeden aralarında en az bir piston çapı kadar mesafe bulunan 20 farklı noktadan ölçüm yapılır ve bu 20 ölçümden en düşük 10 tanesi atılarak kalan 10 ölçümün aritmetik ortalaması alınır. Aydın (2009) tarafından revize edilmiş yöntemde ise ISRM (2007)'in önerdiği adımlar izlenir aynı zamanda birbirini takip eden herhangi bir on ölçümden, en düşük ve en yüksek değer arasındaki fark dört (± 2 SH) olduğunda test sonlandırılabilir. Deere & Miller (1966) tarafından geliştirilen bir abak yardımıyla, kayacın birim hacim ağırlık değeri ile birlikte kullanılarak, malzemenin TEBD dolaylı olarak belirlenebilir (Şek. 2).



Şekil 1. Schmidt çekiçi (Özkan & Kaya 2020)



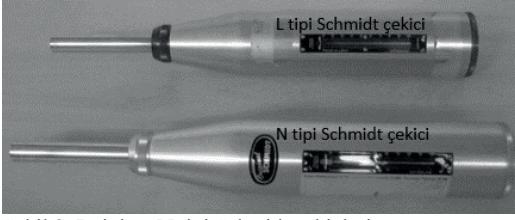
Şekil 2. Deere ve Miller tarafından L tipi çekiç kullanılarak elde edilmiş SH ile TEBD dönüşümü için oluşturulan abak (Deere & Miller 1966)

Farklı darbe enerjisi seviyelerinde tasarlanmış Schmidt çekiçi modelleri mevcuttur. Yaygın olarak kullanılan tipleri ise L ve N tipi Schmidt çekiçleridir. L tipi Schmidt çekiçi 0,735 Nm, N tipi Schmidt çekiçi ise 2,207 Nm darbe enerjisine sahiptir. L tipi çekiç genellikle nispeten yumuşak kayaçların test edilmesinde kullanılsa da kullanılacağı kayaçların dayanım aralığının ne olacağı araştırılmakta ve tartışılmaktadır (Buyuksagis & Goktan 2007, Aydın & Basu 2005). Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği (ISRM) ve Amerikan Malzeme ve Test Derneği (ASTM) test metodu ve test cihazının kullanımıyla ilgili standartlar önermiştir. ISRM (1978) L tipi çekiçin TEBD 20-150 MPa arasında değişen kayaçların sertlik karakterizasyonunda kullanılmasını önermiştir. N tipi Schmidt çekiçinin kullanımı, kaya karakterizasyonu için ISRM tarafından onaylanmadığından, L tipi çekiçin bu dayanım aralığındaki kayalara uygulanabilir olduğu görülmektedir (Buyuksagis & Goktan 2007). Literatürde L tipi veya N tipi Schmidt çekiçi ile belirlenmiş sertlik değerleri ile TEBD arasındaki ilişkilerin incelendiği çok sayıda çalışma olduğu önceki bölümde ifade edilmişti. Ancak farklı tipteki çekiçler kullanılarak belirlenmiş sertlik değerleri arasındaki ilişkileri ve farklılıkları inceleyen az sayıda çalışma mevcuttur. Ayday & Goktan (1992), Asteris vd. (2021) yaptıkları çalışmalarda doğrudan L tipi ve N tipi Schmidt çekiçi arasındaki ilişkileri incelemişlerdir. L tipi ve N tipi Schmidt çekiçi kullanılarak elde edilen sertlik değerleri arasında yüksek korelasyon katsayısına sahip ilişkiler belirlenmişlerdir. Buyuksagis & Goktan (2007) ise Schmidt çekiçi tipinin kayaçların tek eksenli basınç dayanımı tahminine etkisini inceledikleri çalışmada hem L tipi ve hem N tipi Schmidt çekiçi ile TEBD arasında güçlü ilişkiler belirlenmişler, N tipi Schmidt çekiçi kullanılarak elde edilen sertlik değerleri ile TEBD arasındaki ilişkinin korelasyon katsayısının, L tipi Schmidt çekiçi kullanılarak elde edilen sertlik değerleri ile TEBD arasındaki ilişkinin korelasyon katsayısından görece daha yüksek olduğunu belirlenmişlerdir.

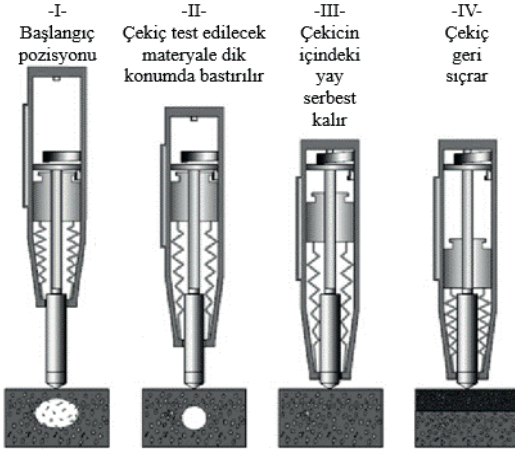
3 MATERYAL VE METOT

Bu çalışma kapsamında yedi farklı kayaç türü üzerinde hem L tipi hem N tipi Schmidt çekiçleri kullanılarak sertlik ölçümleri yapılmıştır (Şek. 3). Kayaçların SH testleri ISRM (2007)'e göre 70×70×70 mm boyutundaki küp numuneler üzerinde gerçekleştirilmiştir. Şekil 4'te Schmidt çekiçinin çalışma ilkesi şematik olarak verilmiştir (Jedidi 2020). Literatürde hem L tipi hem N tipi SH

değerlerini içeren çalışmalardan derlenmiş veriler ile bu çalışmadan elde edilen veriler birlikte değerlendirilmiştir (Çizelge 1).



Şekil 3. L tipi ve N tipi Schmidt çekiçleri



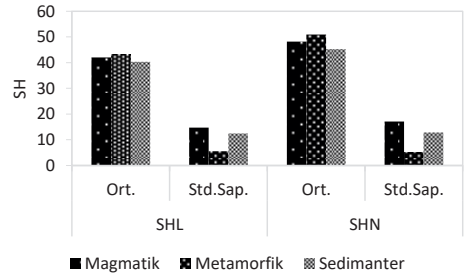
Şekil 4. Schmidt çekiçinin şematik olarak çalışma ilkesi (Jedidi 2020)

Çizelge 1. Çalışmada kullanılan verilerin derlendiği çalışmalar

Referans	Kayaç kökeni	Veri adedi
Buyuksagis & Goktan (2007)	Magmatik	6
	Metamorfik	8
	Sedimanter	13
Aydin & Basu (2005)	Magmatik	40
	Metamorfik	13
Capik & Yılmaz (2017)	Magmatik	13
	Sedimanter	14
Ekincioglu (2008)	Magmatik	1
	Sedimanter	6
Güney vd. (2005)	Metamorfik	1
	Sedimanter	6
	Magmatik	41
Kayabali & Selcuk (2009)	Metamorfik	2
	Sedimanter	22
	Magmatik	3
Şengün (2009)	Metamorfik	3
	Sedimanter	9
	Magmatik	3
Bu çalışma	Metamorfik	1
	Sedimanter	3

4 ARAŞTIRMA BULGULARI

Çalışma kapsamında toplamda her iki test yöntemi için 195 adet veri analiz edilmiştir. Yapılan testler sonucunda elde edilen SH değerleri Şekil 5'te verilmiştir. SH değerlerinin yaklaşık olarak birbirine yakın çıktığı, iki çekiç tipi için de SH değerlerinin nispeten en yüksek metamorfik kayalarda, sonrasında sırasıyla magmatik ve sedimanter kayalarda olduğu belirlenmiştir (Şek. 6). Değerlendirilen magmatik kayalar içerisinde tüf gibi sertlik değeri düşük olan kayaların ortalama sertlik değerini düşürdüğü görülmektedir. Aynı zamanda bu tür magmatik kayalar standart sapma değerinin en büyük çıkmasına sebep olmuşlardır. Standart sapma değerlerinin homojen bir yapıya sahip, sertlik değeri yüksek olan metamorfik kayalar için en düşük olarak hesaplanmıştır. SHN değerlerinin SHL değerlerinden daha yüksek olduğu görülmektedir. L tipi çekiçe göre daha yüksek darbe enerjisine sahip olan N tipi çekiğin ölçüm esnasında kayaç yüzeyine ilettiği darbe enerjisinin geri sıçrama mesafesini artırmasından dolayı SHN değerlerinin daha yüksek elde edildiğini söylemek mümkündür.



Şekil 5. Kayaçların L ve N tipi Schmidt çekiçi sertlik değerleri

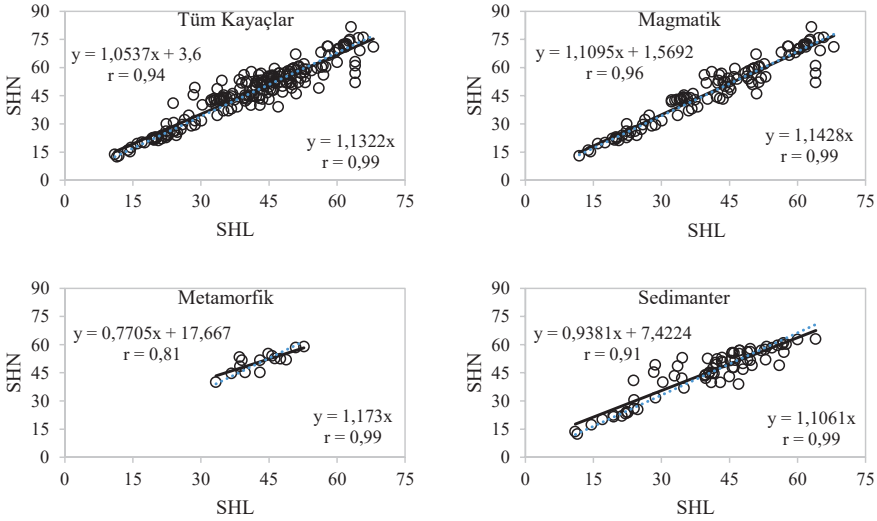
Bu çalışmada kayaçların farklı çekiç tipleri kullanılarak elde edilen SH değerleri arasındaki ilişkiler incelenmiştir. İstatistiksel bir çalışma yapılmış ve basit regresyon analizi ile tahmin modelleri oluşturulmuş, grafik yöntemi ile de dönüşüm katsayıları (K) belirlenmiştir (Şek. 6). Elde edilen sonuçların daha anlamlı olması ve değerlendirmede kolaylık sağlaması için kayaçlar jeolojik kökenlerine göre gruplandırılarak analiz edilmiştir. Şekil 6'da kayaçların SHL ve SHN değerlerinin birbirleri ile olan korelasyonlarına bakıldığında elde edilen değerlerin birbirine yakın olduğu ve 0,81 ile 0,96 arasında değiştiği görülmektedir. En yüksek korelasyon değerinin 0,96 ile magmatik kayalarda, en düşük korelasyon

değerinin ise 0,81 ile metamorfik kayalarda olduğu görülmüştür. Metamorfik kayalarda nispeten düşük olan korelasyon değerinin elde edilmesinin sebebinin veri adedinin az olmasından kaynaklandığı düşünülmektedir. Her kayaç türü için de hesaplanan dönüşüm katsayılarının (K) korelasyon katsayıları 0,99 olarak belirlenmiştir (Şek. 6).

Bu çalışma kapsamında da Ayday ve Goktan (1992)'in çalışmalarında ortaya koydukları sonuca benzer şekilde elde edilen yüksek korelasyon değerleri ile SHN ve SHL sertliklerinin birbirlerini tahmin etmede güvenilir şekilde kullanılabilir oldukları belirlenmiştir.

Belirlenen dönüşüm katsayılarının korelasyon katsayılarının basit regresyon analizleri ile oluşturulan tahmin modellerinin korelasyon

katsayılarından daha yüksek olduğu açıkça görülmektedir (Şek. 6). Kayaçların farklı tip çekiçler kullanılarak belirlenen sertlik değerlerini birbirine dönüştürmek/tahmin etmek için basit regresyon analizi ile oluşturulan tahmin modelleri ve grafik yöntemiyle belirlenen dönüşüm katsayılarının tahminlerinin doğruluğunu ölçmek için ortalama mutlak yüzde hataları (MPAE) hesaplanmıştır (Çizelge 2). Her kayaç türü için de hesaplanan MAPE'lerin dönüşüm katsayısı ile tahmin edilen değerler için daha düşük olduğu görülmektedir (Çizelge 2). Sertlik değerlerinin birbirine dönüşümünde belirlenen dönüşüm katsayıları oluşturulan tahmin modellerine göre daha güvenilir sonuçlar sunmaktadır.



Şekil 6. Kayaçların L tipi ve N tipi çekiç kullanılarak elde edilmiş SH değerleri arasındaki ilişkiler

Çizelge 2. Sertlik değeri dönüşümü için oluşturulan tahmin modelleri ve dönüşüm katsayıları (K)

	Tahmin modeli	MAPE	Dönüşüm katsayısı (K)	MAPE
Tüm kayaçlar	$y = 1,0537x + 3,6$	9,24	$y = 1,1322x$	8,20
Magmatik kayaçlar	$y = 1,1095x + 1,5692$	8,55	$y = 1,1428x$	8,21
Metamorfik kayaçlar	$y = 0,7705x + 17,667$	16,32	$y = 1,173x$	8,66
Sedimanter kayaçlar	$y = 0,9381x + 7,4224$	10,7	$y = 1,1061x$	8,35

4 SONUÇLAR

SH kayaçların yüzey sertliğinin belirlenmesinde yaygın olarak kullanılan tahribatsız, taşınabilir ve uygun maliyetli geri tepme sertliği yöntemlerinden biridir. Farklı darbe enerjilerine sahip çekiç tipleri olsa da kayaçların yüzey sertliğini ölçmede en

yaygın olarak çekiç tipleri L ve N tipi Schmidt çekiçleridir. Bu çalışmada farklı kayaç türleri üzerinde L ve N tipi Schmidt çekiçleri ile ölçümler yapılmış aynı zamanda literatürde her iki çekiç kullanılarak elde edilmiş SH değerlerinin yer aldığı çalışmalardan veriler derlenerek bir veri seti oluşturulmuş ve istatistiksel analizler yapılmıştır.

Elde edilen sonuçlar ışığında her iki çekiç tipi de kayaçların yüzey sertliğini ölçmede kullanılabileceği görülmüştür.

SHN değerlerinin N tipi çekici L tipi çekici göre daha yüksek darbe enerjisine sahip olmasından dolayı daha yüksek belirlenmiştir.

Gerekli durumlarda bu çalışmada önerilen dönüşüm katsayıları (K) kullanılarak farklı tip çekiçlerle ölçülen sertlik değerlerinin yüksek güvenilirlikle birbirlerine dönüştürülebileceği düşünülmektedir.

Kayaçların yüzey sertliğinin belirlenmesi için SH önemli bir kayaç özelliği olduğu ve SH test yönteminin de sahip olduğu özelliklerden dolayı önemli bir indeks test yöntemi olarak kullanılmaya devam edeceği aşikardır. Bu çalışmada çok sayıda kayaç türünden elde edilmiş veriler kullanılmış olsa da metamorfik kayaçlarla ilgili verilerin, daha sağlıklı yorumlar yapılabilmesi ve sonuçlar elde edilebilmesi için, artırılması gerektiği düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

- Akbay, D. and Altındağ, R., 2020. Reliability and evaluation of point load index values obtained from different testing devices. *Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy*, 120, 181–90.
- Aladejare, A.E., 2020. Evaluation of empirical estimation of uniaxial compressive strength of rock using measurements from index and physical tests. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 12, 256–68.
- Asteris, P.G., Mamou, A., Hajiassani, M., Hasanipناه, M., Koopialipoor, M., and Le, T.T., Kardanig, N. and Armaghani, D.J. 2021. Soft computing based closed form equations correlating L and N-type Schmidt hammer rebound numbers of rocks. *Transportation Geotechnics*, 2021, 29, 100588.
- Ayday, C. and Goktan, R.M., 1992. Correlations between L and N-type Schmidt hammer rebound values obtained during field testing. *ISRM Symposium: Eurock'92 - Rock Characterization*, 14-17 September 1992, Chester, U.K., J.A.Hudson (ed.), British Geotechnical Society, London, 47-50.
- Aydin, A. and Basu, A., 2005. The Schmidt hammer in rock material characterization. *Engineering Geology*, 81, 1–14.
- Aydin, A., 2009. ISRM Suggested method for determination of the Schmidt hammer rebound hardness: Revised version*. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 46, 627–34.
- Bruno, G., Vessia, G. and Bobbo, L., 2013. Statistical method for assessing the uniaxial compressive strength of carbonate rock by schmidt hammer tests performed on core samples. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 46, 199–206.
- Buyuksagis, I.S. and Goktan, R.M., 2007. The effect of Schmidt hammer type on uniaxial compressive strength prediction of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 44, 299–307.
- Capik, M. and Yılmaz, A.O., 2017. Modeling of Micro Deval abrasion loss based on some rock properties. *Journal of African Earth Sciences*, 134, 549–556.
- Çelik, S.B. and Çobanoğlu, İ., 2019. Comparative investigation of Shore, Schmidt, and Leeb hardness tests in the characterization of rock materials. *Environmental Earth Sciences*, 9, 78.
- Çobanoğlu, İ. and Çelik, S.B., 2008. Estimation of uniaxial compressive strength from point load strength, Schmidt hardness and P-wave velocity. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 67, 491–498.
- Deere, D.U. and Miller, R.P., 1966. Engineering classifications and index properties of intact rock. Technical Report No. AFNL-TR-65-116, Air Force Weapon Laboratory, New Mexico.
- Demirdag, S., Sengun, N., Ugur, I. and Altındağ, R., 2018. Estimating the uniaxial compressive strength of rocks with Schmidt rebound hardness by considering the sample size. *Arabian Journal of Geosciences*, 11, 502.
- Ekincioglu, G. 2008. Çeşitli Kireçtaşlarının Delinebilirlik İndeks Özellikleri ve Kayaç Kesilebilirliği Arasındaki İlişkilerin Değerlendirilmesi. Yüksek Lisans Tezi, Süleyman Demirel Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Isparta, 94 s.
- Goktan, R.M. and Ayday, C., 1993. A Suggested Improvement to the Schmidt Rebound Hardness ISRM Suggested Method with Particular Reference to Rock Machineability. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 30, 321–322.
- Güney, A., Altındağ, R., Yavuz, H. ve Saraç, S., 2005. Evaluation of the Relationships between Schmidt Hardness Rebound Number and Other (Engineering) Properties of Rocks. The 19th International Mining Congress and Fair of Turkey, IMCET 2005, İzmir, 83–89.
- ISRM, 1978. International society for rock mechanics commission on standardization of laboratory and field tests: Suggested methods for the quantitative description of discontinuities in rock masses. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 15, 319–368.
- ISRM, 2007. The complete suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974–2006, Springer, London, 293 pp.
- Jamshidi, A., Nikudel, M.R., Khamsehchiyan, M., Zarei Sahamieh, R. and Abdi, Y., 2016. A correlation between P-wave velocity and Schmidt hardness with mechanical properties of travertine building stones. *Arabian Journal of Geosciences*, 9, 568.
- Jedidi, M., 2020. Evaluation of the Quality of Concrete Structures by the Rebound Hammer Method. *Current Trends in Civil & Structural Engineering*, 5, 1-7.
- Karaman, K., Erçikdi, B., Cihangir, F. ve Kesimal, A., 2011. Kayaçların Tek Eksenli Basınç Dayanımı Tahmininde Schmidt Çekici Yöntemlerinin İncelenmesi. *Türkiye 22. Uluslararası Madencilik Kongresi ve Sergisi*, 11-13 Mayıs 2011, Ankara, 2011, 87–94.
- Karaman, K., Kesimal, A. and Ersoy, H., 2015. A comparative assessment of indirect methods for estimating the uniaxial compressive and tensile strength of rocks. *Arabian Journal of Geosciences*, 8, 2393–2403.
- Kayabali, K. and Selcuk, L., 2009. Nail penetration test for determining the uniaxial compressive strength of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 47, 265–271.

- Kong, F. and Shang, J., 2018. A Validation Study for the Estimation of Uniaxial Compressive Strength Based on Index Tests. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 51, 2289–2297.
- Mesutoğlu, M. ve Özkan, İ., 2019. Büyük ölçekli kömür arınında gerçekleştirilen Schmidt sertlik indeksi ve nokta yükleme dayanımı deney sonuçlarının değerlendirilmesi. *Konya Journal of Engineering Sciences*, 7, 681–95.
- Minacian, B. and Ahangari, K., 2013. Estimation of uniaxial compressive strength based on P-wave and Schmidt hammer rebound using statistical method. *Arabian Journal of Geosciences*, 6, 1925–1931.
- Mishra, D.A. and Basu, A., 2013. Estimation of uniaxial compressive strength of rock materials by index tests using regression analysis and fuzzy inference system. *Engineering Geology*, 160, 54–68.
- Özkan, İ. ve Kaya, M., 2020. Zayıf kaya malzemelerinin yerinde dayanımının belirlenmesinde indeks deneylerin kullanımı ile ilgili bir yaklaşım. *Konya Journal of Engineering Sciences*, 8, 135–50.
- Palchik, V., 2007. Use of stress–strain model based on Haldane’s distribution function for prediction of elastic modulus. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 44, 514–24.
- Şengün, N., 2009. Kayaçların Kırılma Tokluğu ve Gevrekliğinin Dairesel Testereler İle Kesme Verimi Üzerine Etkileri. Doktora Tezi, Süleyman Demirel Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Isparta, 182 s.
- Tandon, R.S. and Gupta, V., 2015. Estimation of strength characteristics of different Himalayan rocks from Schmidt hammer rebound, point load index, and compressional wave velocity. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 74, 521–533.
- Wang, M. and Wan, W., 2019. A new empirical formula for evaluating uniaxial compressive strength using the Schmidt hammer test. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 123, 104094.
- Wang, Y. and Aladejare, A.E., 2015. Selection of site-specific regression model for characterization of uniaxial compressive strength of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 75, 73–81.
- Wang, Y. and Aladejare, A.E., 2016. Bayesian characterization of correlation between uniaxial compressive strength and Young’s modulus of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 85, 10–9.
- Yılmaz, İ. and Sendir, H., 2002. Correlation of Schmidt hardness with unconfined compressive strength and Young’s modulus in gypsum from Sivas (Turkey). *Engineering Geology*, 66, 211–219.

İgnimbiritin yapı taşı olarak kullanımının araştırılması

Investigation the use of ignimbrite as a building stone

H. Özer Toklu

SDÜ Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, ISPARTA

ÖZET: Doğal taşlar uzun yıllardan beri görseelliği, çeşitli çevresel faktörlere gösterdikleri dayanıklılığından dolayı iç-dış mekanlarda yapı taşı olarak kullanılmaktadır. İgnimbiritler, renk ve mühendislik özelliklerinin çok az değişmesi, yoğunluğunun düşük olması, hafif yapı taşı olarak kullanımı, işlenmesi ve nakliyesi açısından uygun özellikler taşıması gibi nedenlerle yapı taşı olarak sıklıkla tercih edilmektedir. Bu çalışmada Kayseri, Nevşehir ve Niğde yörelerine ait ignimbiritlerin yapı taşı olarak kullanımına yönelik yapılmış çalışmalar incelenerek derlenmiş ve karşılaştırmalar yapılmıştır. Buna göre, incelenen bir çalışmada Kayseri'nin Koçcağız ignimbiritlerinin fiziko-mekanik özellikleri belirlenerek yapı-kaplama taşı olarak kullanılabilirliği değerlendirilmiş ve ignimbiritlerin bölge ve civarında cami, külliye, bina vb. yapılarda kullanıldığı belirtilmiştir. Diğer bir çalışmada, Nevşehir (Kavak) taşının, düşük dayanımlı olmasına karşın, yöredeki 2-3 katlı yapılarda başarılı şekilde yapı taşı olarak kullanıldığı, çok farklı renk ve desenler içerdikleri için iç mekan, dış cephe, merdiven, yer döşemesi vb. alanlarda ve peyzaj projelerinde başarıyla uygulanmakta olduğu belirtilmiştir. Bir diğer çalışmada ise, Niğde (Gümüşler-Aktaş) yöresinde bulunan ignimbiritlerin aşınmaya karşı düşük direnç göstermeleri nedeni ile döşeme malzemesi olarak kullanılmaları uygun görülmemiştir. Sonuç olarak, incelenen çalışmalara göre ignimbiritin genel olarak zayıf özellikler göstermesi, sudan etkilenmesi nedeniyle suyla temas etmeyen kesimlerde kullanımı önerilmektedir.

ABSTRACT: Natural stones have been used as building stones indoors and outdoors for many years due to their visual appearance and their resistance to various environmental factors. Ignimbrites is frequently preferred as a building stone due to its color and engineering properties changing little, its low density, its use as a light building stone, its suitable properties in terms of processing and transportation. In this study, studies on the use of ignimbrites from Kayseri, Nevşehir and Niğde regions as building stones were examined, compiled and compared. Accordingly, in a study examined, the physico-mechanical properties of Kayseri's Koçcağız ignimbrites were determined, and their usability as building-covering stones were evaluated and the ignimbrites were found in the region and its surroundings, such as mosques, complexes, buildings, etc. used in the buildings. In another study, Nevşehir (Kavak) stone, despite its low strength, was successfully used as a building stone in 2-3-storey buildings in the region, and because they contain very different colors and patterns, they are used in interior, exterior, stairs, flooring, etc. It has been stated that it has been successfully applied in areas and landscaping projects. In another study, ignimbrites found in Niğde (Gümüşler-Aktaş) region were not considered suitable to be used as flooring material due to their low resistance to abrasion. As a result, according to the studies examined, ignimbrite is generally recommended to be used in areas that do not come into contact with water, since it shows weak properties and is affected by water.

1.GİRİŞ

Doğal taşlar, insanlar tarafından bilinen ve kullanılan en eski yapı malzemelerinden birisidir. Doğal taş sektörü kapsamı içinde ise yalnızca peyzaj amaçlı kullanılanlar "yapı taşı" olarak kabul edilmektedir. Bu kapsamda granit, siyenit, bazalt, andezit, traverten, tuf ve kumtaşları gibi kayaçlar yapı taşı olarak sayılabilmektedir. Doğal taşlar; kaplamalarda, duvarlarda, kaldırımlarda ve

döşemelerde kullanılmaktadır. Zamanla teknolojik gelişmelere bağlı olarak her türlü doğal taş yapı taşı olarak kullanılmaya başlanmıştır.

Doğal taşlar genellikle yapıların döşeme ve kaplamalarında kullanılmaktadır. Bunların dışındaki kullanım alanları ise, binaların iç ve dış mekanları, çevre düzenlemeleri, yaya yolu ve kaldırımlar olarak sayılabilmektedir. Doğal taşlar sağlam ve dayanıklılığının yanı sıra dekoratif bir malzeme olmasından dolayı yapısal amaçla

kullanılmaktadır. Özellikle tarihi binalarda sözü edilen bu özellikleri dolayısıyla yoğun olarak kullanıldığı görülmektedir. Günümüzde ise doğal taşlar yine bu özelliklerinden dolayı tercih edilen yapı malzemesi haline gelmiştir. (Çelik, 2003).

Bu çalışmada, yapı taşı olarak kullanılan farklı çalışma alanlarına sahip ignimbiritlerin jeomekanik özellikleri ve bu özelliklerin mühendislik özelliklerine etkisinin belirlenmesi amacıyla araştırmalar yapılmıştır.

Kısa tanımıyla piroklastik akıntı çökellerine “ignimbirit” adı verilmektedir. İgnimbiritler çeşitli renklere sahip genellikle açık renkli kayalardır. (Şapcı, 2008). İgnimbirit volkanik kayalara bir örnektir ve yarı kristalli, porfirik yapılıdır. Önemli oranda parçacıklar içeren volkanik kül matrisinden ve volkanik cam, pomza parçaları ve fenokristaller

durumundaki kristallerden oluşmaktadır. Kimyasal özellikleri nedeniyle bileşen türlerine ve sarıdan koyu kahverengiye kadar çeşitli renklerle karakterize edilen matriksin çeşitli görünümlere sahip olduğu belirtilmiştir (Uğur, 2014). Kullanım alanları, arazi görüntüleri ve ebatlandırılmış ignimbirit görüntüleri Şekil 1’de verilmiştir.

İgnimbirit doğal olup, içerisindeki makro ve mikro boyuttaki birbirinden bağımsız gözenekler sayesinde, binaların taşıyıcı olmayan kısımlarında hafif beton veya yalıtım (ses ve ısı) amacıyla kullanılabilir. Kışın ve yazın içerideki sıcaklığı muhafaza ederek yüksek oranda enerji tasarrufu sağladığı ve bu özellikleriyle, yapıların termal kontrol koşullarını da karşıladığı yapılan bilimsel çalışmalarla görülmektedir (Bakış vd., 2014).



Şekil 1. (a) Duvar ve yer döşemesi örnekleri, (b) Arazi görüntüleri (doğada bulunuş şekli), (c-d) Farklı boyutlara ve yörelere ait ignimbirit görüntüleri,

Şimşek ve Erdal (2004) tarafından yapılan çalışmada, Bitlis Ahlat yöresinden temin edilen ignimbiritin (Ahlat taşı) bazı mekanik ve fiziksel özellikleri belirlenmiş ve elde edilen sonuçlara göre ignimbiritin, aşınma, eğilme ve basınç dayanımının önemli olduğu yerler ile donma-çözülmenin etkili olduğu bölgelerde kullanılmaması, ancak dekoratif amaçlı kaplama malzemesi olarak kullanılabilir olduğu ortaya konulmuştur.

Yıldız vd. (2014) Sevinçli (Aksaray) yöresindeki ignimbiritlerin yapı taşı olarak

kullanılabilirliğini araştırmak amacıyla mineralojik-petrografik ve fiziko-mekanik özelliklerin belirlenmesi amacıyla deneysel çalışmalar yapmış ve elde edilen sonuçlara göre, ignimbiritlerin yüksek dayanıma sahip olmadığı ve yapıtaşı olarak daha çok iç döşeme taşı olarak kullanılmasının uygun olabileceğini belirlemişlerdir.

Korkanç ve Solak (2016) yaptığı çalışmada zayıf kaynaklı Kavak ve yoğun kaynaklı Kızılkaya tüf ve ignimbiritlerini kullanmış, petrografik ve fiziksel-mekanik özelliklerini incelemişlerdir. İnce

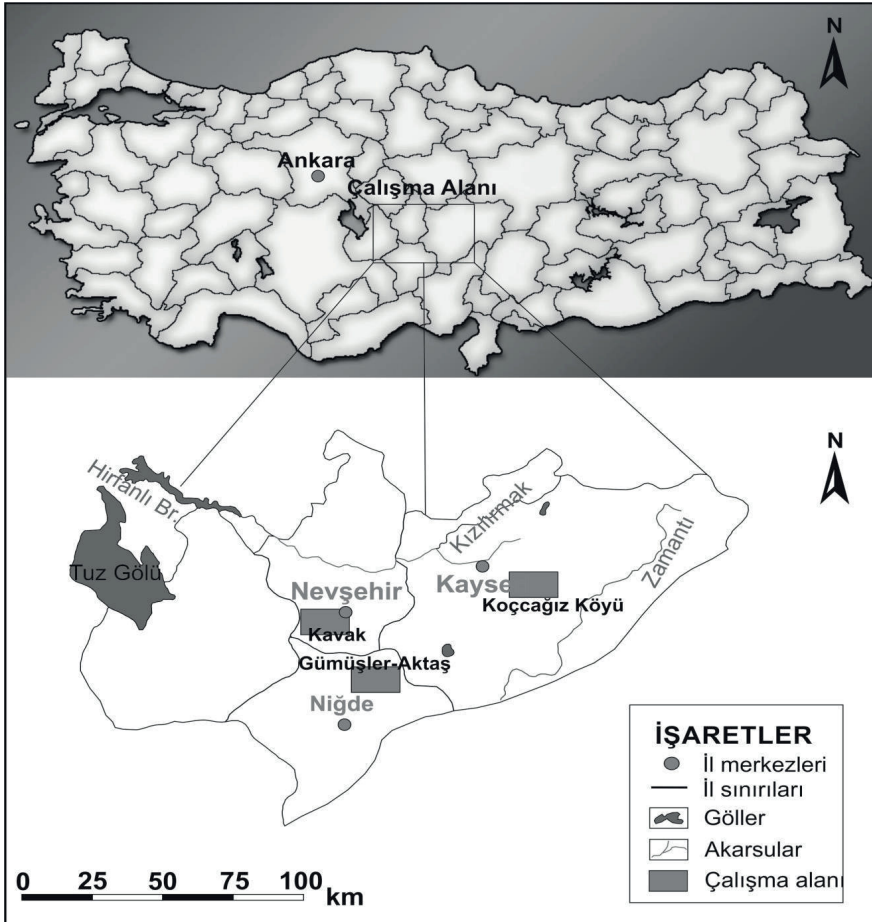
kesitlerde yaptıkları nokta sayımından sonra fenokristal, mikrolit, volkanik cam, boşluk ve opak mineral oranları kullanılarak tane/matris oranı (GMR) hesaplanmış ve buna bağlı olarak tane/matriks oranı ile fiziko-mekanik davranışları arasında ilişkiler kurmuşlardır. Sonuç olarak tüflerde dayanımı etkileyen en önemli faktörün matriks oranı olduğu ve ignimbiritler için tane /matriks oranı arttıkça dayanımın azaldığı sonucuna varmışlardır.

Bu çalışma kapsamında, çeşitli araştırmacıların Kayseri (Koçcağız Köyü), Nevşehir (Kavak) ve Niğde (gümüşler-Aktaş) gibi farklı arazilerde yaptıkları çalışmalardaki veriler ve fiziko-mekanik

testlere ait bulgular incelenerek kullanılmış, elde edilen değerlendirmeler ışığında ayrıntılı bir araştırma çalışması yapılmıştır (Duran vd., 2010; Korkanç, 2007; Korkanç vd., 2017).

2.ÇALIŞMA ALANI ve MATERYAL/METOD

Bu çalışmada, Şekil 2’de de görüldüğü gibi Kayseri, Nevşehir ve Niğde illerinde bulunan ignimbirit örnekleri üzerinde yapılmış olan deneysel çalışmalar baz alınarak detaylı bir araştırma yapılmıştır.



Şekil 2. Çalışma alanlarına ait yer bulduru haritası

Kayseri iline ait yapılmış olan çalışmanın ana materyalini Koççağız köyü dolayının stratigrafisi ve ignimbiritlerin yapılarda kaplama taşı olarak kullanılabilirliği oluşturmada ve buna bağlı olarak da yöre ignimbiritlerin yapı ve kaplama taşı olarak kullanılabilirliği değişik parametrelere göre incelenmiştir. Bu parametreler arasında sertlik, Birim Hacim Ağırlık (BHA), Özgül Ağırlık, Ağırlıkça Su Emme (ASE), Porozite (n_c), Tek Eksenli Basınç Dayanımı (σ_c), Eğilme Dayanımı, Aşınmaya Karşı Dayanım, Isı iletkenliği gibi fiziko-mekanik özellikler TS 699 (1987), TS EN 1097/6 (2002), TS 1910 (1977), TS EN ISO 140 -1 (2002), TS 2381 - 2 EN ISO 717 -2 (2005), TS 825 (1998)'te önerilen standartlara uygun olarak yapılmıştır. Sonuç olarak, renk ve mühendislik özellikleri çok az değişken olan ignimbiritlerin yoğunluğunun düşük olması nedeniyle, hafif yapı taşı olarak kullanımı, işlenmesi ve nakliyesi açısından uygun özellikler taşıması nedenleriyle bölge ve civarında cami, külliye, bina vb yapılarda kullanılmakta, dekoratif özellikleri itibarı ile de ülkemizin diğer bölgeleri için alternatif yapı taşı olabilecek potansiyele sahip bulunduğu belirtilmiştir (Duran, vd.2010).

Nevşehir (Kavak) ilinden çıkarılan renk ve mühendislik özellikleri az çok değişken olan ignimbiritlerin, önceleri özellikle tarihi yapılarda ve düşük katlı binalarda yapı taşı olarak yaygın olarak kullanılırken, günümüzde ise daha çok restorasyon ve dekoratif uygulamalarda (bina dış yüzey kaplamasında, merdiven, yer döşemesi, korkuluk, havuz ve kenarları, kemer, sütun, şömine balkon süslemeleri) kullanımı giderek artmaktadır. Nevşehir ili kavak ilçesi dolayında bulunan

ignimbiritlere ait renk ve dokusal özellikler çok sık değişim göstermelerinden dolayı 6 farklı alanda örnekleme yapılmıştır. Bu örnekler üzerinde jeomekanik özelliklerini belirlenmek amacıyla da standart kaya mekaniği deneyleri (BHA, ASE, n_c , σ_c) yapılmıştır. Elde edilen verilere göre, incelenen ignimbiritlerin özellikle opak mineral, ince taneli kayaç parçası içeriği ile matriks oranı-tane oranından yüksek olan örneklerin porozitesinin daha düşük, yoğunluklarının ve basınç dayanımlarının da daha yüksek değerler gösterdikleri belirlenmiştir (Korkanç, 2007).

Niğde (Gümüşler ve Aktaş) ilinde bulunan ignimbirit örnekleri üzerinde yapı malzemesi olanağı yönünden değerlendirilmek için araziden blok örnekler alınmış ve alınan örnekler yapılacak olan fiziko-mekanik deneylere (BHA, ASE, n_c , σ_c ve P-Dalga Hızı (V_p)) uygun olarak boyutlandırılmıştır. Söz konusu deneysel çalışmalar için TSE 699 (2009) ve ISRM (2007) standartlarına uygun yöntemler kullanılmıştır. İgnimbiritler düşük dayanıma sahip olan ve yörede yapı taşı olarak kullanılan en yaygın birimi oluşturmaktadır.

3.BULGULAR

Nevşehir (Kavak), Niğde (Gümüşler-Aktaş) ve Kayseri (Koççağız Köyü) yörelerine ait yapılmış olan fiziko-mekanik deneyler detaylıca incelenmiş, ortak deneysel parametreler derlenerek Çizelge 1' de sunulmuştur.

Çizelge 1. Çalışmalara ait deneysel parametreler

Kaynak	Kayaç Bölgesi	Kayaç Kodu	n (%)	ρ_d (g/cm ³)	σ_c (MPa)	ASE (%)
Korkanç (2007)	Nevşehir (Kavak)	D1	22,48	1,64	134,68	20,93
		M1	27,93	1,57	66,5	25,77
		S1	24,03	1,61	167,73	22,95
		K1	29,00	1,56	67,34	28,82
		G1	27,2	1,63	84,94	26,94
		V1	26,58	1,60	126,83	26,18
Duran vd. (2010)	Kayseri (Koççağız)	K1	15,0	1,58	21,13	17,0
Korkanç vd. (2017)	Niğde (Gümüşler-Aktaş)	N1	32,53	1,39	108,0	23,46

Not: n, Porozite; ρ_d , Yoğunluk; σ_c , Tek eksenli basınç dayanımı; ASE, Ağırlıkça su emme

Yapı malzemesi olarak kullanılması önerilen kayaçların mekanik özelliklerinin belirlenmesi aşamasında; tek eksenli basınç dayanımı ve porozite değerleri en çok bilinmesi tercih edilen deneysel çalışmalardır. Tek eksenli basınç dayanımları ve porozite değerleri belirlenmiş olan kayaç numuneleri için Çizelge 2 ve 3'deki standart değerler dikkate alınarak kayaç koduna göre sırasıyla verilmiştir.

Çizelge 2. Kayaçların tek eksenli basma dayanımına göre sınıflandırılması (Deere vd. 1966).

Kayaç Sınıfı	Tek Eksenli Basma Dayanımı (MPa)	Kayaç Kodu	Değer (MPa)
Çok düşük direnci	< 25	KK1	21,13
Düşük direnci	25-50	-	-
Orta direnci	50-100	M1	66,50
		K1	67,34
		G1	84,94
Yüksek direnci	100-200	D1	134,68
		S1	167,73
		V1	126,83
		N1	108,00
Çok yüksek direnci	> 200	-	-

Çalışmalardan elde edilen porozite değerleri Moos vd (1948) tarafından önerilen standarda göre sınıflandırma yapılmış ve Çizelge 3'de gösterilmiştir.

Çizelge 3. Kayaçların porozite(ne) değerlerine göre sınıflandırılması (Moos vd. 1948)

Kayaç Sınıfı	Porozite (ne)	Kayaç Kodu	Değer (%)
Çok kompakt	< 1	-	-
Az boşluklu	1-2,5	-	-
Orta boşluklu	2,5-5	-	-
Oldukça boşluklu	5-10	-	-
Çok fazla boşluklu	> 20	KK1	15,00
		D1	22,48
		M1	27,93
		S1	24,03
		K1	29,00
		G1	27,20
		V1	26,58
		N1	32,53

4. SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Sonuç olarak, çalışmaların yapılmış olduğu bölgelerdeki ignimbiritlerin dekoratif özellikleri ve yoğunluklarının düşük olması dolayısıyla, hafif yapı taşı olarak kullanımının, işlenmesinin ve taşımalarının uygun özellikler göstermesinden dolayı ülkemizin diğer bölgeleri için de alternatif yapı taşı olabilecek potansiyele sahip olduğu düşünülmektedir.

Diğer taraftan, Çizelge 2 ve 3'te de görüldüğü gibi ignimbirit gibi kayaçların yüksek poroziteleri sonucu yüksek su emme değerleri, don sonucu etkilerinin belirlenmesinde etkin bir değerlendirme ölçütü olarak kullanılmaktadır. Tarihi ve güncel yapılarıdaki gözlemlerde, bu taşlardaki en önemli bozulmalar, atmosferik değişimlerden kaynaklı yaşanmakta olup, yapılar da deformasyonlar ve dayanımında bozulmadan kaynaklı zayıflamalar olmaktadır. Bu nedenle yapı taşı olarak kullanılacak olan ignimbiritin, atmosferik koşullara bağlı olarak mümkün olduğunca suyla temas etmemesi, özelliklerinin bozulmaması açısından son derece önemlidir.

KAYNAKLAR

- Çelik, M. Y., 2003. Dekoratif doğal yapı taşlarının kullanım alanları ve çeşitleri. Bilimsel Madencilik Dergisi, Cilt 42 (1), 3-15.
- Yıldız, M., Yıldız, A., Kahya, A. ve Gürcan, S., 2014. Kızılkaya (Sevinçli/Aksaray) ignimbiritinin jeolojisi ve yapıtaşı olarak kullanılabilirliğinin araştırılması. Erciyes Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Fen Bilimleri Dergisi, 30 (1), 1-8.
- Korkanç, M. ve Solak, B., 2016. Estimation of engineering properties of selected tuffs by using grain/matrix ratio. Journal of African Earth Sciences, Volume 120, 160- 172.
- Şimşek O. ve Erdal M. 2004. Ahlat Taşının (İgnimbirit) Bazı Mekanik ve Fiziksel Özelliklerinin Araştırılması. G.Ü. Fen Bilimleri Dergisi, 17(4):71-78.
- Bakış, A., Işık, E., Hattatoğlu, F. ve Akıllı, E. A., 2014. Jeolojik miras nitelikli Ahlattaşının inşaat sektöründe kullanımı. 3. Uluslararası Ahlat-Avrasya Bilim, Kültür ve Sanat Sempozyumu, Ankara, 44-58.
- TSE 699, 2009. Doğal yapı taşları - inceleme ve laboratuvar deney yöntemleri. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- International Society for Rock Mechanics (ISRM), 2007. The Complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006. In: R. Ulusay 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, 628 pp.
- Deere, D. U. and Miller, R.P., 1966. Engineering classification and index properties for intact rock. Department of Civil Engineering, University of Illinois, Urbana.

- Moos, A. V. and Quervain, F. D., 1948. Technische Gesteinkunde, Verlag Birkhauser, Basel.
- Ugur, İ., 2014. Surface characterization of some porous natural stones modified with a waterborne fluorinated polysiloxane agent under physical weathering conditions. J. Coat. Technol. Res., 11 (4) 639–649.
- TS 699, 1987. Tabii yapı taşları – muayene ve deney metotları standardı. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 1097, 2002. Agregaların mekanik ve fiziksel özellikleri için deneyler bölüm 6: Tane yoğunluğu ve su emme oranının tayini standardı. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 140 – 1, 2002. Akustik yapılarda ve yapı elemanlarında ses yalıtımının ölçülmesi standardı. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS 2381 – 2 EN ISO 717 – 2, 2005. Akustik bina elemanları ve binalarda ses yalıtımının değerlendirilmesi standardı. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS 825, 1998. Binalarda ısı yalıtım kuralları standardı. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS 1910, 1977. Kaplama olarak kullanılan doğal taşlar standardı. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- Şapci, N., 2008. Aksaray bölgesi volkanik hafif agrega oluşumlarının incelenmesi ve endüstriyel kullanılabilirliği. Yüksek Mühendislik Tezi, Süleyman Demirel Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Jeoloji Mühendisliği ABD, Isparta, 158 syf.
- Duran F., Yetiş C., ve Anıl M., 2010. Koççağz Köyü (Kayseri) dolayının stratigrafisi ve ignimbritlerin yapı - kaplama taşı olarak kullanılabilirliği. Ç.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, Cilt:22 (2).
- Korkanç, M., 2007. İgnimbritlerin jeomekanik özelliklerinin yapı taşı olarak kullanımına etkisi: Nevşehir taşı. Jeoloji Mühendisliği Dergisi, 31 (1), 49-60.
- Korkanç, M., Şener, T., Doğan, B. ve Başkara, T., 2017. Gümüşler-Aktaş (Niğde) bölgesinin genel jeolojisi ve yapı malzemesi potansiyeli. Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi, Mühendislik Bilimleri Dergisi, 6 (1), 132-139.

ŞEV STABİLİTESİ ve PATLATMA TEKNOLOJİSİ

SLOPE STABILITY and EXPLOSION TECHNOLOGY

Kaya mühendisliğinin ve mühendislik jeolojisinin giderek derinleşen açık işletme şevleri için önemi: Güncel pratik açısından değerlendirmeler

Importance of rock engineering and engineering geology for the ever-deepening open pit slopes: An overview of recent practice

R. Ulusay

Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 06800 Beytepe, Ankara

ÖZET: Kaya şevli duraysızlıklarının mekanizmasının anlaşılması, analizi ve denetimiyle ilgili yaklaşım ve yöntemlerin gelişmesi, başlıca kaya mühendisliği ve mühendislik jeolojisi gibi disiplinlerin katkılarını içeren disiplinler arası çabaların bir sonucudur. Kolaylıkla erişilebilen cevher kaynaklarının günümüzde giderek azalması, malzeme fiyatlarının artması ve gelişmiş üretim kapasiteleri açık işletme madenciliğinde önceki yıllarda düşünüldenden ve uygulananndan çok daha derin ve geniş açık ocakların gelişmesine öncülük etmiş olup, açık işletme ve jeoteknik konusunda çalışan pek çok mühendisin deneyimlerinin ötesine geçmiştir. Artan bu şev yükseklikleriye birlikte önerilen şev tasarımına bağlı olarak şev duraysızlığı riski de artmakta ve önceden daha düşük şev yükseklikleri için kullanılan analitik yaklaşımların halen geçerli olup olmadığı sorusunu sormamıza neden olmaktadır. Bu çağrılı bildiride; açık işletmelerin duraylılığını etkileyen kaya türü, süreksizlikler, bozunma, hidrojeolojik koşullar, dayanım, mühendislik jeolojisi (jeoteknik) kavramsal modeli, arazi gerilmeleri ve hareket izleme gibi başlıca faktörler açısından “çok derin-geniş” ve “klasik (daha sığ)” açık işletme şevlerinin duraylılığı arasındaki benzerlikler ve farklılıklar güncel pratik esas alınarak ve uygulamadan seçilmiş örnekler de verilerek ana hatlarıyla tartışılmıştır.

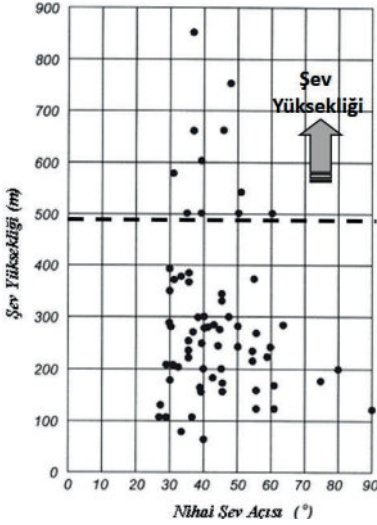
ABSTRACT: Progresses in understanding mechanisms, analysis and control of rock slope failures have been the result of interdisciplinary efforts mainly involving rock engineering and engineering geology. With easily accessible mineral resources becoming more scarce, increasing commodity prices, and improved production capabilities, open pit mines are extending to greater and greater depths, and this progress led to much deeper and larger slopes than have previously been considered and implemented, and which are certainly beyond the experience of the majority of engineers practicing on open pit mining and geotechnique. At these increased heights the risk of slope failure becomes greater, dependent upon the imposed design, and makes us question whether the analytical assumptions previously used on lesser slope heights are still valid. In this keynote; similarities and differences between the stability of “deep-large” and “classical (shallower)” open pit slopes are discussed in terms of the main factors such as rock type, discontinuities, weathering, hydrogeological conditions, strength, engineering geological (geotechnical) conceptual model, in-situ stresses and movement monitoring, based on the recent practice and using examples selected from practice.

1 GİRİŞ

Şev tasarımı, şevin boyutlarına bakılmaksızın, açık işletme mühendisliğinin ayrılmaz bir parçasıdır. Ayrıca şev açısı da, önerilen veya mevcut projenin ekonomikliğini sürdürmesini belirleyen anahtar bileşendir. Açık işletme şevlerinin jeoteknik anlamda tasarımına yönelik ilk çalışmalar 1960’ların sonları ve 70’li yılların başlarında gerçekleştirilmiş olup, başlangıçta şev tasarımı zemin mekaniğiyle ve diğer malzemelerin mühendisliğiyle ilgili ilkelere göre yürütülmekteydi. O dönemde sadece bir kaç açık işletmede şev yüksekliği 300 m’yi biraz

geçmekteydi ve ocakların tasarımı “genel şev açısını 45° alın ve sonra gözleyin” yaklaşımıyla yapılmıyordu (Stacey 2009). Bu durum açık ocaklarda şev duraysızlıklarının yaygınlaşmasına, yaralanmalara ve/veya can kayıplarına ve ciddi ekonomik kayıplara neden olmaktaydı. 1980’lerin sonlarına doğru, Dünya nüfustaki artışa koşut olarak cevher üretimine duyulan gereksinimin giderek artmasıyla, geçmişte tenörlerinin düşük olması ve derinde yer almaları gibi nedenlerle açık işletmeyle üretim yapılması düşünülmemiş olan cevher yatakları işletmeye alınmış ve mevcut açık ocakların bir kısmı da daha derinleştirilmiş olup, günümüzde 500 m’den daha derin ve yaklaşık 1.4

km derinliğe kadar ulaşan açık ocaklarda üretim yapılmaktadır (Şekil 1 ve 2).



Şekil 1. Açık ocaklardan derlenmiş nihai şev açısı-şev yüksekliği verisi (Stacey vd. 2003 tarafından Sjöberg 1999'dan modifiye edilmiştir).



Şekil 2. Güntümüzde derinliği 800 m'ye ulaşmış olan Palabora (G. Afrika) bakır açık işletmesinden bir görünüm (miningreview.com)

Yakın geçmişe kadar bir kaç yüz metre gibi derinliklere kadar açılmış açık işletme şevleri derin şev olarak kabul edilirken, günümüzde bazı açık işletmelerde 800 m'yi aşan derinliklere ulaşılması (Şekil 2), pek çok yeraltı işletmesi için bile yüksek sayılabilecek arazi gerilmelerinin yanı sıra, oldukça karmaşık şev davranışlarıyla ve duraysızlık türleriyle karşılaşılmasına yol açmaktadır. Ayrıca zemin türü malzemelerle karşılaştırıldığında; içerdikleri süreksizliklerin varlığı nedeniyle süreksiz ortam özelliğine sahip olan kaya kütlelerinde derinlikle birlikte artan arazi gerilmelerinin etkisiyle kaya malzemesinin

yenilmesi sonucunda şevi oluşturan birimlerde hasar artmakta, dayanımlarında ise azalma söz konusu olmaktadır. Şev derinliğinin artmasıyla duraysızlık mekanizmalarının giderek daha da karmaşıklaşması, şev tasarımıyla ilgili olarak; (a) hangi tür şev duraysızlıkları ocağı etkileyebilir, (b) ciddi türde bir duraysızlığın gelişme olasılığı nedir, (c) bu tür bir şev duraysızlığının olası sonuçları neler olabilir ve (d) işletme bu sonuçları göğüsleyebilir mi? gibi soruların yanıtlanmasını da güçleştirmektedir. Dolayısıyla derin açık ocak şevlerinin tasarımı, sığ ocak şevlerinininkiyle karşılaştırıldığında, önemli düzeyde belirsizlik içermektedir. Bu belirsizlik; şev kazısına karşı kaya kütlelerinin tepkisini etkileyen bir dizi faktörle ilişkili olup, şev derinliği arttıkça daha kritik hale gelebilmektedir. Ayrıca mevcut analiz yöntemleriyle ilgili bilgi eksikliklerinin ve sınırlamaların yanı sıra, derin açık ocakların tasarımıyla ilgili olarak kazanılmış deneyimlerin oldukça sınırlı olması da derin şevlerin duraylılığının değerlendirilmesi sürecini etkilemektedir.

Bu çağrılı bildiride; hem sığ hem de derin/ultra derin açık işletmelerde kaya türü, süreksizliklerin karakteristikleri, bozunma durumu, hidrojeolojik koşullar ve makaslama dayanımı gibi şev duraylılığını etkileyen mühendislik jeolojisi ve kaya mühendisliği ile ilgili faktörler ve derin açık işletme şevleri açısından çok önem arzeden arazi gerilmelerinin ve hareket izleme çalışmalarının rolü ve önemi uygulamadan seçilmiş bazı örnekler de sunularak ana hatlarıyla tartışılmıştır.

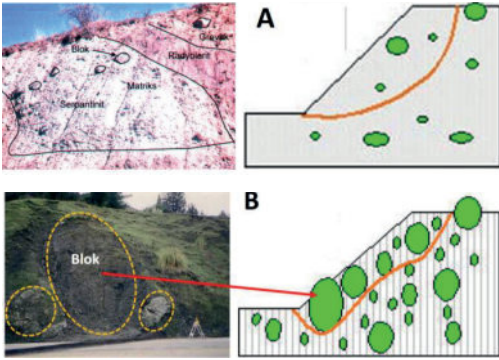
2 ŞEV DURAYLILIĞI AÇISINDAN BAŞLICA GİRDİLER VE KAVRAMSAL JEOTEKNİK MODEL

Mühendislik jeolojisi ve jeomekanik girdilerin sığ ve derin açık ocakların duraylılığı için kaya şev mühendisliğinin tüm aşamalarında öncelikle bilinmesi gerekir. Boyutları ne olursa olsun, açık ocaklar için doğru bir kavramsal mühendislik jeolojisi/jeoteknik modelin oluşturulmasında litoloji (kaya türü), yapı (süreksizlikler), bozunma durumu ve şevde etkiyen hidrojeolojik koşullar temel faktörler ve girdilerdir. Ayrıca süreksizliklerin ve kaya kütlelerinin jeomekanik parametrelerinin doğru şekilde belirlenmesi ve seçimi de şev duraylılığı değerlendirmelerinde hayati öneme sahip diğer bir husustur. Bu faktörlerin şev duraylılığı üzerindeki rol ve

önemleri sığ ve derin/ultra derin açık işletmeler açısından aşağıda değerlendirilmiştir.

2.1 Kaya türünün etkisi

Kayaların farklı doğası ve kökenlerinden dolayı içsel jeolojik özellikleri de farklıdır. Örneğin; şist ve şeyl gibi yumuşak ve zayıf kayalarda şev duraylılığını kontrol eden başlıca faktör kayacın bizzat litolojisi iken, granit ve kireçtaşı gibi sert kayalarda ise duraylılık ana süreksizlik takımları tarafından kontrol edilir. Ayrıca, diğer önemli bir şev duraysızlığı sorunu da; jeoteknik anlamda farklı kökene sahip kaya bloklarının daha ince taneli bir matriks içinde yer aldığı melanj, konglomera vb. gibi karmaşık jeolojik karışımları temsil eden “Hamurda Kayalar (Bolck-in-Matrix Rocks; BIMROCK)”da gelişmektedir (örn. Medley 1994; Şekil 2). Bu tür kayalarda şev duraysızlığı türleri ile kayma yüzeylerinin şekil ve konumları blokların sıklığına, boyutlarına ve yönelimlerine bağlı olarak gelişmektedir (Şekil 3). Mekansal, litolojik ve mekanik özellikleri açısından önemli farklılıklar göstermeleri nedeniyle, hamurda kayalarda yapılan şev kazılarında istenmeyen masraflı sürprizlerle karşılaşılması açısından bu kayaların jeolojik ve jeoteknik anlamda doğru şekilde karakterize edilmeleri büyük önem taşımaktadır.

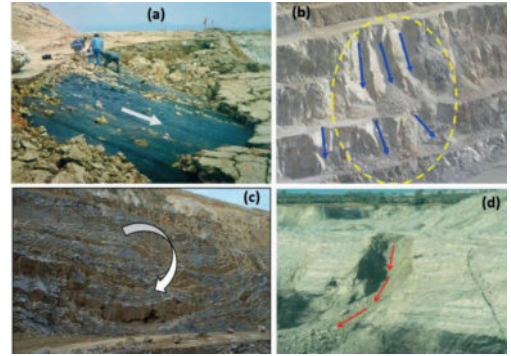


Şekil 3. Hamurda kayalarda açılmış şevlerde blok oranı ve yönelimlerinin etkisi: (A) blok oranı çok düşük, klasik zemin şevleri gibi analiz (dairesele kayma), (B) topukta dik açıyla konumlanmış blokça zengin kesimlerin varlığı duraylılığı artırır (Medley 2007)

2.2 Yapısal özellikler (Süreksizlikler)

Süreksizlikler tarafından bölünmüş kaya kütlelerinde şev duraysızlığını kontrol eden en önemli faktör tabakalanma, eklem, fay, şistozite vb. gibi süreksizlik türleri olup, bunların ve şevin yönelimleri arasındaki olumsuz etkileşim şev

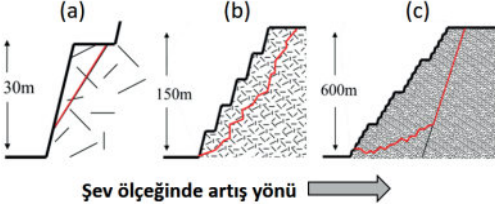
duraysızlığının gelişmesinde başlıca rol oynayan faktördür. Süreksizliklerin şev duraylılığı üzerindeki kontrolüne bağlı olarak başlıca iki tür duraysızlık modeli söz konusudur. Bunlardan biri; süreksizlikler veya bunların kesişme hattı boyunca (düzlemsel ve kama türü kaymalar) ve şevin tersi yönde eğimli kolonsal yapılar boyunca (devrilme) gelişmektedir (Şekil 4a-b-c). Diğer model ise, yakın aralıklı süreksizliklerce bölünmüş kaya kütlelerinde zemin türü birimlerde açılan şevlerde gözlenen ve kısmen kaya malzemesi içinden, kısmen de süreksizlikleri izleyerek geçen ve yapısal kontrolü olmayan dairesel (kütlesel) (Şekil 4d) kaymalardır.



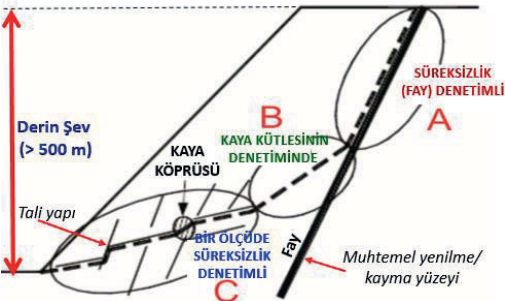
Şekil 4. Kaya şevlerinde (a) düzlemsel ve (b) kama tipi kayma, (c) devrilme ve (d) dairesel kayma (Fotoğraflar: a ve d) Ulusay 1991'den; b ve c) R. Ulusay

Derinlik artışı nedeniyle farklı özelliklere sahip farklı jeolojik birimlerin kombinasyonu, daha fazla sayıda yapısal elemanın birbirini kesmesi, şevde daha büyük arazi gerilmelerinin etkimesi ve daha fazla deformasyon oluşması gibi nedenlerle derin/ultra derin (>500 m) açık işletmelerde daha karmaşık (birleşik) duraysızlık modelleriyle karşılaşılması söz konusu olmaktadır. Bu gelişme nedeniyle derin açık ocaklardaki duraysızlık modelleri kuşkusuz önemli düzeyde şev ölçeğine bağlıdır (Şekil 5). Şekil 6'da temsili olarak gösterildiği gibi, derin/ultra derin açık ocak şevlerinde kayma; uygun olmayan bir yönelime sahip süreksizlik düzlemi üzerindeki hareketin yanı sıra, kaya kütlelerinde basamaklı bir dizilim gösteren kısmen dik ve yataya yakın eklem sistemlerinin dilatasyona maruz kalmasıyla ve süreksizlikler arasında kalan kaya malzemesinde gelişen makaslama yenilmesiyle birlikte gerçekleşebilir. Artan kazı derinliği, etkiyen yüksek arazi gerilmeleri ve kırılğan kaya kütleleri koşulları derin/ultra derin açık ocakların şevlerini oluşturan kaya kütlelerinde hasara, dolayısıyla

dayanım kaybına neden olarak duraysızlık riskini arttırmaktadır. Derin açık işletmelerle ilgili karmaşık duraysızlıklara örnek olarak Bingham Canyon (Utah, ABD) bakır işletmesinde 2021’de gelişen kaymaya ve sonrasında ait görüntüler Şekil 7’de verilmiştir.



Şekil 5. Açık işletmelerde farklı şev ölçekleri için duraysızlık modelleri (Sjoberg 1999)



Şekil 6. Derin/ultra derin açık işletme şevleri için karmaşık (birleşik) duraysızlık modeli (Sjoberg 1999)

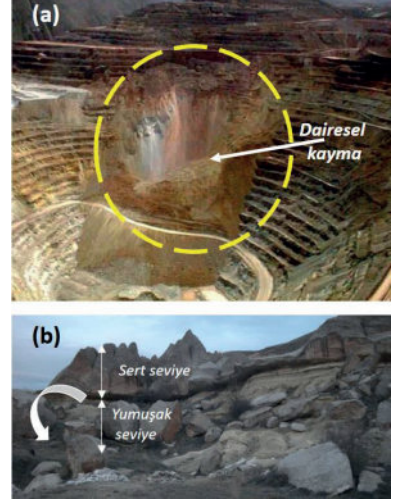


Şekil 7. Bingham Canyon bakır işletmesinde (Utah, ABD) (a) derin karmaşık duraysızlığın (31 Mayıs 2021) oluşum anına ve (b) kayma sonrasında ait görüntüler (<https://blogs.agu.org/landslideblog/2021/06/04/2021-bingham-canyon/>)

2.3 Bozunmanın ve alterasyonun etkisi

Kaya kütleleri maruz kaldıkları kimyasal veya fiziksel süreçlere bağlı olarak atmosferik koşullar altında bozunmaya veya derinden gelen hidrotermal çözültülerle temas etmeleri durumunda

alterasyona maruz kalarak değişim gösterirler. Özellikle kimyasal bozunma ve alterasyon süreçleriyle kaya kütleleri zayıf kayaya veya killi zemin türü malzemeye dönüşmekte ve kaya kütlelerinde süreksizlik sıklığı etkilenecek ve kayanın dayanımı azalarak kaya şevinin zemin türü malzemede açılmış bir malzeme gibi davranmasına neden olmaktadır. Bu değişim dairesel kaymalara yol açarak şevde gelişen duraysızlığın türünü de etkilemektedir (Şekil 8a).



Şekil 8. (a) Kimyasal bozunmayla ilişkili dairesel kayma (Hoek vd. 2000), (b) farklı (diferansiyel) bozunmayla ilişkili kaya düşmesi veya devrilme (Fotoğraf: R. Ulusay)

Özellikle dik şevler boyunca gelişen kaya şev duraysızlıkları açısından önemli bir faktör olan diğer bir bozunma türü de “farklı (diferansiyel) bozunma” olup, ardalı konumda bulunan sert ve yumuşak kaya türlerinden oluşan şevlerde gelişmekte (Şekil 8b) ve bazı durumlarda farkedilemiyebilmektedir. Bu süreçte istifin alt kesimindeki yumuşak kaya seviyesindeki aşınma sonucu alttaki desteğin yitimiyle ve dike yakın süreksizliklerin de katkısıyla üstteki sert kaya seviyesinde yer alan bloklar düşme veya devrilme türü duraysızlıklara neden olmaktadır (Şekil 8b).

2.4 Hidrojeolojik koşullar ve kavramsal model

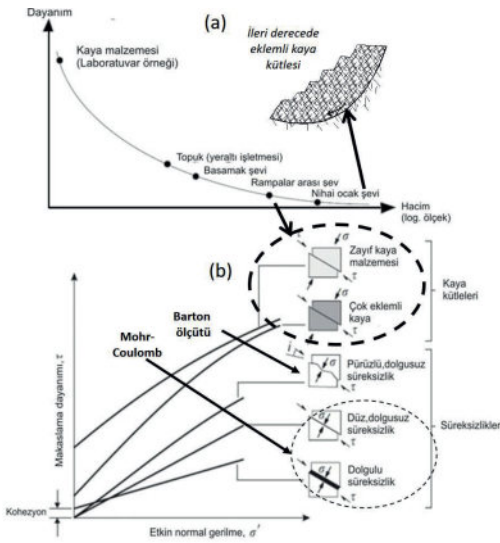
Kaya kütlelerindeki süreksizlerde etkiyen su basıncı, etkin (efektif) gerilmeyi azaltarak süreksizliklerin ve/veya kaya kütlelerinin makaslama dayanımında azalmaya neden olmaktadır (Şekil 9a), dolayısıyla şev duraylılığını olumsuz yönde etkilemektedir. Bu nedenle kaya şevleri için kavramsal mühendislik jeolojisi modelini tamamlayıcı bir unsur olan hidrojeolojik

Dolayısıyla tasarımda bu iki değerden hangisinin kullanılacağı bir seçimi gerektirir. Tasarımda güvenli tarafta kalınması amacıyla artık makaslama dayanımı parametrelerinin (c_r , σ_r) kullanılması tercih edilse bile, bunun ekonomik olmayan sonuçlar doğuracak tutucu bir yaklaşım olacağı da göz ardı edilmemelidir. Bu nedenle, oluşumları sırasında makaslamaya uğramış olmaları dikkate alınarak, faylarla temsil edilen kayma yüzeyleri için artık makaslama dayanımının kullanılması olağandır. Diğer bir yaklaşım ise makaslama dayanımı-makaslama birim yer değiştirmesi grafiklerinde çok düşük yer değiştirmeler sonucunda dayanımları belirgin şekilde artık makaslama değerine doğru azalan süreksizlikler için analizlerde artık dayanımın kullanılmasıdır. Ayrıca diğer bir yaklaşım da duraysızlığa maruz kalmış bir kaya şevi için yapılacak geriye dönük analiz sonuçlarının kayma yüzeyini temsil eden örnekler üzerinde yapılan laboratuvar deneylerinden tayin edilmiş makaslama dayanımı parametreleriyle karşılaştırılmasıdır.

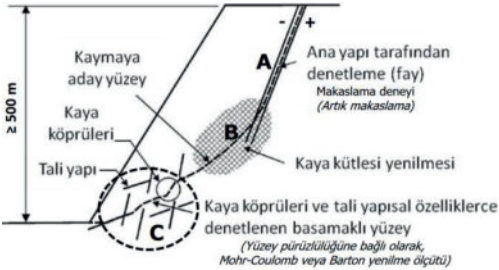
Pürüzlü ve/veya dalgalı yüzeylere de sahip süreksizlikler makaslama hareketine maruz kalmaları halinde, öncelikle pürüzlü yüzeyler yenilmekte ve daha sonra yenilen yüzeyler temas haline geçerek makaslama hareketi devam etmektedir. Dolayısıyla Mohr-Coulomb ölçütü bu tür süreksizlikler için geçerli olamayıp, bunların yenilme zarfları, normal gerilmeye (σ_n) bağlı olarak, eğrisel bir karaktere sahiptir. Bu nedenle bu tür süreksizliklerin makaslama dayanımının belirlenmesi için Barton (1976) yenilme ölçütü kullanılmaktadır (Şekil 11b).

Farklı yönelimlerde gelişmiş çok sayıda süreksizlik tarafından bölünmüş kaya kütlelerinin davranışı, hem süreksizlikler hem de kaya malzemesi tarafından denetlenir. Dolayısıyla kaya kütlelerinin dayanım ve deformabilite özelliklerinin, kaya malzemesiyle birlikte süreksizlikleri de içerecek boyutlardaki örnekler üzerinde tayin edilmesi gerekir. Ancak bu tür ortamlardan metre boyutuna ulaşan örneklerin alınması ve bunların laboratuvar deneyleri için hazırlanması mümkün olmadığı gibi, bu boyuttaki örnekler için laboratuvar da kullanılabilecek büyük deney hücreleri de geliştirilmemiştir. Seksenli yılların başında geliştirilen (Hoek ve Brown 1980) ve günümüze değin bazı değişikliklere de uğrayan (Hoek vd. 2002) Hoek-Brown yenilme ölçütü, doğrusal olmayan yenilme ölçütü olup, günümüzde homojen ve izotrop kaya kütlelerinin dayanımının tahmini amacıyla uygulamada yaygın olarak kullanılmaktadır.

Derin/ultra derin açık işletme şevlerinde ise, daha sığ şevlerdeki göre karmaşık duraysızlık modellerinin gelişmesi nedeniyle, dayanım parametrelerinin seçimi de yukarıda belirtilenden biraz daha farklıdır. Buna bir örnek olarak Şekil 12'deki karmaşık kayma durumunu gösteren ve derinliği 500 m'den fazla olan bir duraysızlık kesiti verilmiş olup, bu şevde üstte bir fay düzlemi, altında oldukça kırıklı bir kaya kütleli bölgesi ve alta doğru kaya malzemesinin ve tali süreksizliklerin birbirini izledikleri bir kaya ortamı söz konusudur. Bu koşullarda farklı makaslama yenilmesi mekanizmalarının gelişmesi sonucunda oluşacak bir kayma yüzeyi söz konusu olup, bu farklı kaya bölgelerine ilişkin dayanım parametrelerinin seçiminde aşağıdaki yaklaşımlar izlenir: (a) yenilme yüzeyinin üst kesimini temsil eden fayın bir süreksizlik yüzeyi olması nedeniyle makaslama dayanımı faydan alınan örnekler üzerinde yapılacak doğrudan makaslama deneyleriyle, (b) yenilme yüzeyinin orta kesimi ileri derecede eklemlili kaya kütleli ve kaya köprüsüyle temsil edildiği için, bu kesim homojen ve izotrop bir kaya kütleli olarak ele alınıp dayanım kaya kütleli yenilme ölçütüyle ölçütü kullanılarak ve (c) topuk bölgesinde basamaklı bir yüzey şeklinde beliren süreksizliklerin makaslama dayanımı ise, pürüzlülük derecelerine göre ya doğrudan makaslama deneyiyle Mohr-Coulomb, ya da Barton'un pürüzlü yüzeyler için önerdiği görgül ölçüte göre belirlenmelidir. Oluşumu sırasında makaslamaya uğramış bir süreksizlik türü olduğu dikkate alınarak, fayın makaslama deneyleriyle belirlenecek olan artık makaslama dayanımı parametrelerinin analizlerde kullanılması uygun bir yaklaşım olacaktır.



Şekil 11. (a) Kaya şevleri açısından dayanım ve şev ölçęęi arasındaki ilişki (Sjöberg 1999'dan düzenlenmiştir), (b) farklı süreksizlik yüzeyleri açısından makaslama gerilmesi ve normal gerilme arasındaki ilişkiler ve kullanılan yenilme ölçütleri (Transportation Research Board 1999)



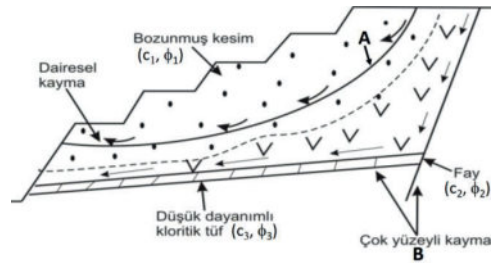
Şekil 12. Derin kaya bir şevinin farklı derinliklerinde gelişen karmaşık duraysızlık yüzeyleri ve bunların makaslama dayanımlarının belirlenmesinde kullanılacak yenilme ölçütleri (Hoek vd. 2000'den düzenlenmiştir)

3 KAVRAMSAL MÜHENDİSLİK JEOLJİSİ MODELİNİN ÖNEMİ

Kaya şevleri için mühendislik jeolojisi kavramsal modeli şev duraylılığını etkileyen çeşitli faktörlerin gösterildiği kesitler olup, genel olarak aşağıdaki başlıca hususları içerir: (i) şevdeki temel jeolojik ve hidrojeolojik koşullar, (b) kaya kütlelerinin ve süreksizliklerin mekanik özelliklerini, (iii) duraylılığı etkileyen doğal ve yapay dinamik faktörler (yeraltı suyu, deprem, patlatma vd.), (iv) şevde gelişen deformasyon süreçleri ve (v) şevde beklenen duraysızlık modeli. Saha ve laboratuvar değerlendirmelerinin birleştirilmesiyle, birincil ve ikincil yenilme modelleri ve tetikleyici mekanizmalar üzerinde

yoğunlaşan mühendislik jeolojisi kavramsal modeli hazırlanmaktadır.

Kavramsal mühendislik jeolojisinin önemi Şekil 13'te verilen kuramsal bir örnek vaka üzerinde açıklanmaya çalışılmıştır. Bu örnekte üst kotlarda bozunmaya uğramış bir dasit, bunun altında bozunmamış sağlam dasit ve geride ise eğim yönü şevin eğim yönüyle uyumlu bir fay bulunmaktadır. Ayrıca tabanda zayıf bir kloritik zon mevcut olup, bu zon fayla kesişmektedir. Bu birimlerin ve zayıflık düzlemlerinin maksal dayanımı parametreleri büyüklüklerine göre $c_1 \gg c_2 \approx c_3$ ve $\phi_1 \gg \phi_2 \approx \phi_3$ şeklindedir. Sadece bozunmuş dasit dikkate alındığında, şevin zemin gibi davranması beklenen ve bozunmuş bu malzeme içindeki kısmında dairesel kayma türü bir duraysızlık söz konusu olabilecektir. Ancak gerideki fayın daha derinden geçen ve şev kazısına doğru eğimli kloritik zayıflık zonuyla birleşerek çok yüzeyli bir kaymaya neden olabilmesi de olasıdır. Çünkü her iki zayıflık zonunun da makaslama dayanımı üstteki bozunmuş dasitinkinden daha düşüktür. Bu durumda söz konusu şev için yukarıda belirtilen iki farklı duraysızlık türünün de dikkate alınarak ayrı ayrı analiz edilmeleri ve bu analizlerin sonuçlarına göre daha kritik olan yenilme türüne karar verilmesi, dolayısıyla iyileştirici önlemlerin buna göre alınması doğru bir uygulama olacaktır.



Şekil 13. Bir açık işletme şev için kavramsal mühendislik jeolojisi modeline esas kuramsal bir kesit

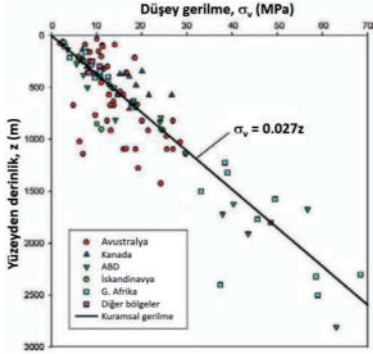
4 DERİN AÇIK İŞLETMELERDE ARAZİ GERİLMELERİNİN ROLÜ VE ÖNEMİ

Tüm kaya kütleleri örtü kayasının ağırlığından kaynaklanan arazi gerilmelerine ve o bölgedeki tektonik kökenli gerilmelere maruz kalırlar. Açık işletme kazıları, yük kalkmasından dolayı mevcut gerilme alanının değişmesine neden olur. Bu değişimler kaya kütlelerinin davranışı açısından önemli sonuçlara yol açabilir. Açık işletmeler için arazi gerilmeleri konusunda genel olarak; "(a) şev kazısının yapıldığı kaya kütlesi sadece yerçekimiyle ilgili gerilmelerin etkisi altındadır ve

(b) bu gerilmeler kaya kütlesinin dayanımını aşacak büyüklükte olmayıp yenilmeye neden olmazlar” şeklindeki kabuller yapılmaktadır. Sığ ve çok derin açık ocak şevlerinin davranışı arasındaki en önemli fark “arazi gerilmelerinden kaynaklanan kaya kütlesi hasarlarının derin açık ocak şevlerinde çok daha fazla olması”dır. Şev kazısıyla birlikte arazi gerilmeleri yeniden dağılım gösterir ve kazı süreci ilerledikçe kaya ortamı birbirini izleyen gerilme değişimlerine maruz kalmaktadır. Çok derin/ultra açık işletmelerde kazı çevresinde gerilme durumu giderek karmaşıklaşır ve kaya kütlesi içinde çok yüksek ve çok düşük olabilen değişken gerilme koşulları hüküm sürebilir. Düşey gerilme,

$$\sigma_v = \gamma z \quad (1)$$

Eşitlik 1’den tahmin edilmekte olup, burada γ kayanın birim hacim ağırlığı, z ise yüzeyden derinliktir. Dünyanın farklı yerlerinde maden ve inşaat mühendisliği projelerinde ölçülmüş düşey gerilmeler yukarıdaki eşitliğin genel olarak geçerli olacağını göstermiş olmakla birlikte, Şekil 14’ten görüleceği gibi, bu ölçümlerde önemli miktarda saçınım olduğu anlaşılmaktadır.



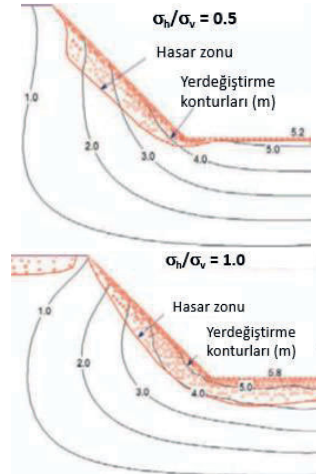
Şekil 14. Dünyanın değişik kesimlerinde alınmış düşey gerilme ölçümleri (Hoek ve Brown 1980)

Yatay gerilmelerin ($\sigma_h = k\sigma_v$) tayini σ_v ’nin tayininden çok daha güç olup, Dünyanın farklı yerlerinde alınan yatay gerilme ölçümleri σ_h eşitliğindeki “k” katsayısının sığ derinliklerde yüksek olduğunu, derinlik artışıyla ise arttığını göstermiştir (Hoek ve Brown, 1980). Sheorey (1994), Dünya için Eşitlik 2’de verilen elastostatik bir ısırl gerilme modelini önermiştir. Ancak bu eşitlik sadece k’nın ilk tahmin olarak belirlenmesi amacıyla kullanılmakta olup,

$$k = 0.25 \cdot 7E_h (0.001 + 1/z) \quad (2)$$

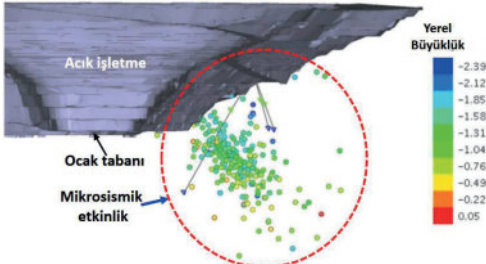
Burada z derinlik (m) ve E_h (GPa) yer kabuğunun üst kısmının ortalama deformasyon modülüdür. Sheorey’in modeli çok basitleştirilmiş bir model olup, çalışılan her sahanın tektonik tarihçesinin arazi gerilmesi koşullarının tayininde önemli rol oynadığı göz ardı edilmemelidir.

Güncel şev duraylılığı pratiğinde tüm Limit Denge Analiz yöntemleri yerçekimi yüklemesine göre esaslandırılmış olup, yanal gerilmeler analizlere dahil edilmemiştir. Madencilik öncesi etkimiş olan arazi gerilmelerinin şev duraylılığı ve deformasyonlar üzerindeki etkisinin ihmal edilebilir olduğu görüşü sığ açık ocaklar için kabul edilebilir olsa da, derin ocaklarda sert kayalar için bu yaklaşımın geçerli olmadığı anlaşılmıştır. Bu koşullarda kazı aşamalarının neden olduğu gerilme değişimleri kaya malzemesinin çekme yenilmesine maruz kalmasına, kaya kütlesinin hasara uğramasına ve kırık gelişimine neden olmakta ve kayanın dayanımı üzerinde olumsuz etkiye yol açmaktadır. Arazi gerilmelerinin derin açık ocak şevlerindeki etkileri (hasar zonunun ve yerdeğiştirmelerin gelişmesi) ile ilgili olarak iki farklı σ_h/σ_v oranı (0.5 ve 1) ve 500 m derinliğinde 40° eğimli homojen derinbir şev için yapılan nümerik analizlerin sonuçları (Şekil 15); bu tür ocaklarda gerilmenin büyüklüğü arttıkça kazının sınırlarına paralel yönde kırık gelişiminin arttığını ve bu kırıkların doğal süreksizlikler arasında kalan kaya malzemesinde geliştiğini göstermiştir.



Şekil 15. 500 m derinliğinde 45° eğimli homojen bir kaya kütlesinde açılmış bir açık işletmede σ_h/σ_v oranı 0.5 ve 1 olan şevler için yapılmış nümerik analizlere göre beklenen hasar zonları ve yerdeğiştirmeler (Read ve Stacey 2010)

Günümüzde yüksek gerilmelerin etkideği çok derin açık işletmelerde mikrosismik aktivite izlenerek şevleri etkileyen hasar süreci değerlendirilmektedir. İşletme kazısı nedeniyle kaya malzemesinde kırık gelişimi ve büyümesi ilerleyebilir ve bu kırılmalar ivme ölçerler ve jeofonlar aracılığıyla kaydedilebilen yüksek frekanslı sismik dalgalar yayarlar. Mikrosismik ve akustik emisyon (AE) yöntemleri şevdeki kırılmaların yayılımının, mekanizmasının ve zamanının belirlenmesine olanak sağlamaktadır. Bu tür ölçümler, genişlemeli kırıkların en fazla hasara neden olduğunu göstermiş olup, bunlar kazı nedeniyle örtü yükünün kaldırıldığı ocak tabanının altında ve şev aynalarının gerisinde gelişmektedir (Şekil 16). Sürekli ortam için homojen, izotrop ve yumuşama göstermeyen malzeme kabulüyle nümerik analizler yapan Lorig (1999), arazi gerilmelerinin güvenlik katsayısı üzerinde önemli bir etkisinin olmadığını, ancak şevdeki deformasyonları etkilediğini belirtmektedir. Ancak Lorig'in yaklaşımı kırılğan kaya kütleleri için geçerli olamamakta ve deformasyonlar kaya kütlelerinde hasara ve yayılamaya neden olmaktadır.



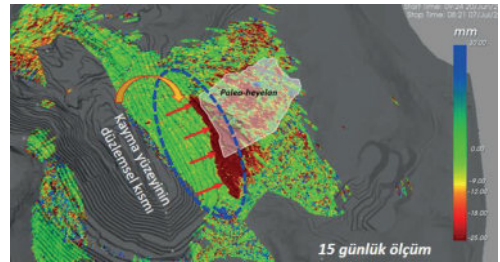
Şekil 16. Açık işletmede örtü yükü kazısından kaynaklanan sismik aktivite (Lynch ve Malovichko 2006)

5 HAREKET İZLEMENİN ÖNEMİ

Şev duraylılığı analizleri ve şev iyileştirme teknikleri; laboratuvar deneylerinden elde edilen veri, kayan kütlelerin ve kayma yüzeyinin geometrisi ile süresizliklerin ve kaya kütlelerinin mekanik özelliklerinde zamana bağlı değişimlere karşı oldukça duyarlıdır. Bunun yanı sıra, çok derin açık ocakların nihai şev duraylılığının, özellikle tasarım aşamasında mevcut araştırma verisi ve analizi teknikleriyle belirlenmesi oldukça güçtür. Bu hususlardan kaynaklanan belirsizliklerin giderilebilmesi veya en aza indirilebilmesi için açık işletmelerde yoğun bir hareket izleme çalışmasının yapılması günümüzde artık bir gereklilik olmuştur. Hareket izleme

çalışmaları başlıca: (a) personelin ve ekipmanın korunması açısından güvenli operasyon koşullarının sağlanması, (b) duraysız olabilecek potansiyel bölgelerin belirlenmesi ve şevdeki yerdeğiştirmelerin en aza indirilmesi, (c) gelişecek duraysızlıkların mekanizmalarının belirlenmesi ve iyileştirme çalışmaları için veri sağlanması ve (d) uygulanan şev tasarımının performansının değerlendirilmesi gibi amaçlarla yapılmaktadır. Günümüzde açık işletmelerin giderek çok derinleşmesi de dikkate alınarak, bu çalışmaların birden fazla izleme yönteminin birlikte kullanılarak yapılması tercih edilmektedir. Açık işletme şevlerinde uygulanan hareket izleme yöntemleri yüzeyde (şerit ekstansometre, küresel konumlama sistemi (GPS), Lazerli tarayıcı (Lidar), robotik total istasyon, dijital fotogrametri, şev radarı, InSAR) ve yeraltında (inklinometre, kuyu ekstansometresi, zaman alanı reflektometresi) izleme yöntemleri olarak iki gruba ayrılır. Açık işletmelerde dinamik bir kazı sürecinin yürütülmesi ve şevlerin sürekli ötelenmesi gibi nedenlerle yüzeyde gerçek zamanlı ölçüm alan izleme yöntemleri daha çok tercih edilmektedir.

Bu yöntemler arasında en yaygın kullanılan ikisi şev radarı ve robotik total istasyondur. Şev radarı; atmosferik koşullardan bağımsız olarak ve milimetrenin altında bir hassasiyetle gerçek zamanlı bir hareket izlemesi yapılmasına olanak sağlamakta olup, şev aynasını sürekli tarayarak aynadaki deformasyonu (Şekil 17) izleyecek şekilde tasarlanmıştır. Kullanıcı tarafından belirlenen alarm eşik değerlerinin aşılması durumunda radar tarafından ilgili personele e-posta ve mesaj gönderilir. Sistem 3B veri sağlayamadığından, hareketin yönelimi ve geometrisi hakkında bilgi veremez ve bu nedenle genellikle 3B jeodezik izleme sistemleri ile birlikte kullanılırlar.



Robotik total istasyonundan ise, ocağın farklı kesimlerinde şevlere takılmış olan prizmalardan ölçümler alınmakta ve 3B'lu yer değiştirme, hız ve hareket yönü gibi veriler hesaplanabilmektedir. Oluşturulan uyarı seviyeleri, sistem aracılığıyla işletmenin mühendislerine gönderilerek şevlerin durumu hakkında gerçek zamanlı veri toplanmasını sağlar ve uyarıcı rol oynar. Günümüzde derin/ultra derin işletmelerde izleme sistemlerinin entegre şekilde kullanılmasıyla risk faktörünün azaltılması mümkün olabilmektedir. Bunun en tipik örneği; günümüzde derinliği yaklaşık 1.4 km'ye ulaşan Bingham Canyon bakır açık işletmesi (Utah, ABD)'dir. 10 Nisan 2013'te bu ocakta meydana gelen ilk kayma (Şekil 18) sırasında robotik toplam istasyon, şev radarı, InSAR ve şerit ekstansometreden oluşan çoklu hareket izleme ağı sayesinde can kaybı ve yaralanma olmamış, sadece kayan malzemenin varacağı mesafenin daha kısa tahmin edilmesi nedeniyle bazı araç ve gereçte hasar olmuştur. Ayrıca aynı işletmede 31 Mayıs 2021'de gelişen diğer bir kaymada da (bkz. Şekil 7), hiç bir can kaybı ve hasar olmamıştır (Williams vd. 2021).



Şekil 18. 2013'te 1.3 km derinliğinde iken Bingham Canyon açık işletmesinde meydana gelen derin kayma (boing.boing.net/2013)

5 SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Kaya şevlerinin duraylılığının değerlendirilmesi için kaya türü, süreksizlikler, bozunma karakteristikleri, kavramsal hidrojeolojik model ve malzeme davranışını kapsayan bir kavramsal mühendislik jeolojisi (jeoteknik) modeli ile kaya mühendisliği yöntemlerinin birlikte kullanılması gereklidir. Günümüzde özellikle sert, kırılğan ve eklemlili kaya kütlelerinde açılan çok derin ve geniş kaya şevlerinde gelişen duraysızlık mekanizmalarına ilişkin bilgiler çok sınırlı olup, açık ocak derinliklerinin giderek artmasına koşut

olarak, birleşik kayma yüzeylerinin geliştiği karmaşık duraysızlık mekanizmalarından dolayı güncel eğilim; geleneksel analiz ve nümerik analiz yöntemlerinin gelişmiş güncel izleme teknikleriyle birlikte kullanılması ve duraysızlığa maruz kalmış şevlerde geriye dönük analiz sonuçlarından da yararlanılmasıdır. Özellikle büyük ölçekli şev duraysızlıkları için yapılmış ve yapılacak geriye dönük analizlerin sonuçlarından sağlanacak kaya kütlelerine ait dayanım verisinin derlenerek bir veri tabanının oluşturulması henüz herhangi bir duraysızlığa maruz kalmamış derinleşen şevlerin değerlendirilmesi açısından yararlı olabilir. Şev duraylılığı analiz tekniklerinin kombinasyonu önemli gelişmelerden biri olabilir. Bu çerçevede; duraysızlıkların süreksizlikler boyunca ve kaya malzemesi içinde birlikte ilerlemelerini daha iyi şekilde modelleyebilecek daha güçlü programların geliştirilmesi de beklentilerden biridir. Hamurda kayalarda (Bimrock) açılmış şevlerin modellenebilmesi ve dayanımlarının daha net tahmin edilebilmesi için yeni çalışmalara gereksinim vardır. Deprem mühendisliğinde, kaya şevlerinde deprem kaynaklı duraysızlıklara ilgi oldukça sınırlıdır. Bu nedenle, bu tür şev duraysızlıklarının üzerinde daha fazla durulmasında ve dinamik etkilerin de dikkate alınmasında yarar vardır.

KAYNAKLAR

- Barton, N., 1976. The shear strength of rock and rock joints. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 13, 255-279.
- Hoek E. and Brown E.T., 1980. Underground Excavations in Rock. IMM, London.
- Hoek, E., Read, J., Karzulovic, A. and Chen, Z. Y., 2000. Rock slopes in civil and mining engineering. Proceedings of GeoEng, Melbourne (on CD), 17 p.
- Hoek, E., Carranza-Torres, C. T. and Corkum, B., 2002. Hoek-Brown failure criterion-2002 edition. Proceedings of the 5th North American Rock Mechanics Symposium, Toronto, Canada, Vol 1, 267-273.
- Lorig, L. 1999. FLAC and numerical modeling in geomechanics. Rotterdam: Balkema. Chap. Lessons Learned from Slope Stability Studies, 17-21.
- Lynch, R. and Malovichko, D., 2006. Seismology and slope stability in open pit mines. In: International Symposium on Stability of Rock Slopes, The South African Institute of Mining and Metallurgy, 375-390.
- 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.
- Medley, E. 2007. Bimrocks-Part 2: Case histories and practical guidelines. Newsletter of HSSMGE No. 8, 7 p.
- Read, J. and Stacey, P. 2010. Guidelines for Open Pit Slope Design. CSIRO Publishing, Australia, 496 pp.
- Shorey, P.R. 1994. A theory for in situ stresses in isotropic

- and transversely isotropic rock. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts 31(1), 23–34.
- Sjöberg, J., 1999. Analysis of large scale rock slopes. PhD thesis (unpublished). Lulea University of Technology, Lulea, Sweden.
- Stacey, P.F. 2009. Pit slope design process. Slope Stability 2009 Conference, Santiago, Chile, pp. 1-15.
- Transportation Research Board, 1999. Geotechnical related development and implementation of load and resistance factor design (LRFD) methods, NCHRP Synthesis, No. 276, Washington DC.
- Ulusay, R. 1991. Geotechnical evaluations and deterministic design considerations for pitwall slopes at Eskişehir (Yatağan-Muğla) strip coal mine. PhD Thesis, Middle East Technical University, Department of Geological Engineering, Ankara, 340 pp.
- Ulusay, R. ve Çağlan, D. 2022. Divriği açık ocağı doğu şevindeki duraysızlığa uğramış kesimin ve doğu şevinin duraylılığının araştırılması. Ankara, 213 s.
- Ulusay, R., Ekmekçi, M., Tuncay, E. ve Hasançebi, N. 2012. TKİ Işıkdere (Milas-Muğla) linyit sektörü açık işletme şevlerinin duraylılığının ve drenaj koşullarının araştırılması. Hacettepe Üniversitesi, Ankara.
- Williams, C., Ross, B., Zebker, M., Leighton, J., Gaida, M., Morke, J. and Robotham, M. 2021. Assessment of the available historic RADARSAT-2 synthetic aperture radar data prior to the Manefay Slide at the Bingham Canyon Mine using modern InSAR techniques. Rock Mechanics and Rock Engineering 54, 3469-3489.

Kaya mekaniğinin delme ve patlatma üzerinde rolü

Role of rock mechanics on drilling and blasting

Dr. H. A. Bilgin

ODTÜ Maden Mühendisliği Bölümü-Ankara (emekli öğretim üyesi)

ÖZET: Bu bildiride kaya, mekanik, kaya mekaniği, kaya malzemesi, kaya kitlesi tanımlamaları hatırlatılmış ve kaya malzemesi ile kaya kitlelerinin başlıca özellikleri gözden geçirilmiştir. Delik delici makina ve uç seçimi ile patlatılabilirliği etkileyen kaya malzemesi özellikleri verilmiştir. Kaya malzeme özelliklerinin patlayıcı madde birim tüketimi üzerindeki etkisi vurgulanmıştır. Kaya kitle özelliklerinin patlatmanın başarısı ve çevresel etkileri üzerine olumlu ve olumsuz etkileri değerlendirilmiş, örnekler verilmiş, önerilerde bulunulmuştur. Özellikle süreksizlik doğrultusu, eğimi ve aralığının etkilerinden söz edilmiştir. Yerüstü ve yeraltı patlatmalarında özgül şarj miktarları arasındaki fark vurgulanmıştır.

ABSTRACT: In this paper, the descriptions for rock, mechanics, rock mechanics, rock material, rock mass are recalled and the main properties of rock material and rock mass are reviewed. Rock material properties affecting the blast-ability of rock and the choice of rock drilling rigs and bits are presented. The role of rock material properties on the specific charge is emphasized. Positive or negative effects of rock mass properties on the performance and the environmental effects of blasting are evaluated by giving examples and some suggestions are made. Specifically, effects of discontinuity orientation, dip and spacing are mentioned. The difference between the specific charges for surface and underground blasting is emphasized.

1 GİRİŞ

1.1 Genel bakış

Genel ve yüzeysel açıdan bakılırsa patlatma işinin kaya özellikleri ile ilişkisi bulunmadığı sanılabilir. Yeryüzünde veya yeraltında kayalar üzerinde veya içinde kazı işleri iş makineleri ile veya bu mümkün olamadığında patlayıcı madde kullanılarak patlatma denilen yöntemle yapılır. Kaya dayanımı belirli bir değerin üzerine çıktığında iş makineleri ile kırma, oyma, kesme vb işlemlerle kaya kazısı mümkün olamaz. Bu durumda kayalar patlatma ile parçalanır ve kazılır. İş makineleri ile kaya parçalamada olduğu gibi patlatmada da kaya malzemesi veya kitlesinin özellikleri etkili ve önemlidir.

1.2 Tanımları hatırlama

Bir veya birkaç farklı mineralin kristalleri ve amorf parçacıkların çimento maddeleri ile birbirlerine bağlanmasından oluşan katı, doğal maddelere kaya denir. Mekanik ise mühendislikte “katı maddelerin çevrelerinde etkili olan kuvvetlere karşı davranışını, tepkisini, durumunu inceleyen” bilim koludur. Kayaların taş malzemesi olarak veya kaya

kitlesi halinde kendileri üzerinde etkili olan durağan (statik) veya deprem, patlatma gibi hareketli (dinamik) kuvvetlere karşı davranışını, tepkisini, durumunu inceleyen bilim koluna “kaya mekaniği” denir. Kaya (ya da taş) malzemesi, elde taşınabilen, laboratuvara getirilip test edilebilen büyüklükte ve kılcak çatlak, gözenek gibi sadece küçük ölçekli zayıflık içeren kaya/taş örneğidir. Kaya kitlesi ise açık maden ocaklarında tüm şevleri, yeraltı maden ocaklarında tüm galeri, baca ve panoları, tünel, baraj vb mühendislik yapılarının tümünü kapsayan geniş saha ölçeğinde yeralan tabakalanma düzlemleri, eklemler, faylar, kıvrımlar gibi büyük ölçekli süreksizlik ve zayıflıklar içeren kitlelerdir.

2 TAŞ VE KİTLE ÖZELLİKLERİ

2.1 Taş malzemesi özellikleri

Fiziksel ve mekanik özelliklerini saptamak için laboratuvara getirilen taş/kaya malzemesi üzerinde yapılan başlıca testler aşağıda sunulmuştur. Bunlar; yoğunluk, gözeneklilik, tek eksenli basınç dayanımı, doğrudan ve dolaylı çekme dayanımı, Young modülü, Poisson oranı, doğrudan kesme

(makaslama) dayanımı, üç eksenli basınç dayanımı, aşınma dayanımı, nokta yükü dayanımı, darbe dayanımı, Schmidt sertlik değeri ve benzerleridir.

2.2 Kaya kitle özellikleri

Kaya kitlelerinin statik veya dinamik kuvvetlere karşı davranışını etkileyen başlıca kitlesel özellikleri aşağıda sunulmuştur. Bunlar: Tabakalanma düzlemi, eklemler, faylar, kıvrımlar, erime boşlukları vb süreksizlik ve zayıflıklar, süreksizlik aralığı, süreksizliğin uzunluğu ve devamlılığı, süreksizlik yüzeylerinin birbirlerine temas mı ettiği, ayırık mı olduğu, dolgu olup olmadığı, varsa dolgu kalınlığı ve cinsi, süreksizlik yüzeylerinin pürüzlü mü, düz mü oldukları, önceden kayma olup olmadığı, süreksizlik yüzeylerinin taze mi, ayrışmış mı, bozunmuş mu oldukları, yeraltı suyu durumu, süreksizlik yönelimidir. Örneğin süreksizlik yöneliminin, patlatılacak olan açık ocak basamak önyüzüne açılı mı, paralel mi, dik mi oldukları ya da yeraltı galerisi (ya da tünel) eksenine veya tavanına paralel mi, açılı mı, dik veya yatay mı oldukları gibi durumlar patlatma sonucunu etkiler.

3 DELİCİ MAKİNA VE BİT SEÇİMİ

İçerisine patlayıcı madde yerleştirilecek delikleri delemek makinelerin seçilmesi pek çok parametreye bağlıdır. Burada sadece kaya mekanığı ile ilişkisi bakımından ele alınacaktır.

Bilindiği gibi delici makineler darbeli deliciler (percussive drills) ve dönel deliciler (rotary drills) olarak iki genel sınıfa ayrılır. Darbeli deliciler, üstten darbeli (top hammer) ve delikiçinden darbeli (down the hole) olarak, dönel deliciler ise kesici (rotary cutting) ve kırıcı (rotary crushing) dönel deliciler olarak alt türlere ayrılır (Atlas Copco, 1987).

3.1 Delici seçiminde kaya dayanımının rolü

Darbeli deliciler kayalara birbiri ardısıra darbe uygulayarak, kayadan parçacıklar koparmak sureti ile delik delen makinelerdir. Bit tabir edilen matkap ucu kayaya dakikada 2000-3000 kez darbe indirir. Bit kaya ile sürekli temas halinde değildir. Darbeli deliciler genel olarak orta ve yüksek dayanımlı kayalarda delik delmek için kullanılır. Bu tür kayalar tek eksenli basınç dayanımı en az 70-80 MPa, çğunlukla 100 MPa ve üzerinde olan

kayalardır (Atlas Copco, 1987). Aksi takdirde bit yumuşak ve düşük dayanımlı kayalara saplanır, gömülür kalır.

Darbeli deliciler genellikle kireçtaşı, kumtaşı gibi tortul, andezit, bazalt gibi volkanik, syenit, granit gibi magmatik kayalarda kullanılır.

Kırıcı ve kesici dönel delme yöntemleri, üstten ve dipten darbeli delme yöntemlerine göre belirgin bir fark gösterir. Darbeli delicilerde bit dakikada 2000-3000 kez ve birbiri peşisıra kayaya çarpıp ayrılması ve yeniden çarpması söz konusu iken, dönel delmede sürekli biçimde uygulanan baskı sonucu bit (delici uç) kaya ile devamlı temas halindedir.

Kırıcı dönel delmede delici ucunun kayanın tek eksenli basınç dayanımını aşan büyüklükte sürekli baskı uygulaması sonucu kaya parçalanır ve delme işlemi gerçekleşir. Kesici dönel delmede ise kaya malzemesi matkap ucu (bit) tarafından sürekli biçimde kesilir ve traşlanır. Özetle söylemek gerekirse kırıcı dönel delmede kayanın tek eksenli basınç dayanımının, kesici dönel delmede kayanın kesme ve çekme dayanımlarının aşılması yolu ile kaya parçalanır ve delik delinir.

Tek eksenli basınç dayanımı 70 MPa altında ise genellikle kesici dönel delme (rotary cutting), bu değerin üzerinde olduğunda genellikle kırıcı dönel delme (rotary crushing) yöntemi ile delik delinir (Atlas Copco, 1987).

Kesici dönel delme genellikle düşük dayanımlı kıltaşı, silttaşı, çamurtaşı, marn gibi tortul kayaların, kırıcı dönel delme ise killi kireçtaşı, kireçtaşı, kumtaşı vb kayaların delinmesinde uygulanır.

3.2 Bit seçiminde kaya dayanımının rolü

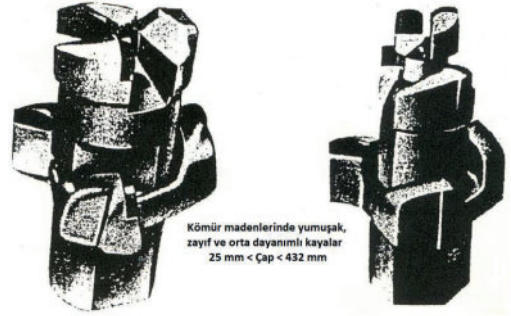
Bit tabir edilen delgi uçları, darbeli deliciler ile dönel deliciler için farklıdır. Darbeli delici bitleri tungsten karbür soket ya da butonlar içerir. Bit çelik gövdesine haç veya "X" şekli oluşturacak biçimde dizilmiş gömülü soketler (Şekil 1) olduğu gibi buton bitlerde küresel, yarı küresel veya konik butonlar gömülmüş (Şekil 2) şekilde de olabilmektedir. Silis içeriği ve aşındırıcı özelliği yüksek olan kayalarda yapılacak delme işleminde, bit kaya ile sürekli temas ederse bit aşınması fazla ve dolayısıyla bit ömrü kısa, delme maliyeti yüksek olacağı için, dönel delme değil, buton bit kullanan darbeli delme tercih edilmesi önerilmektedir (Tamrock 1984).

Delgi ucu kaya ile sürekli temas halinde olan dönel delme aşındırıcı özelliği fazla olan kayalar için önerilmemektedir. Aşındırıcılığı ve tek eksenli basınç dayanımı düşük, zayıf kayalarda, kademeli

uç ta denilen “drag bit” (Şekil 3) kullanan kesici dönel delme önerilmektedir (Tamrock 1984).

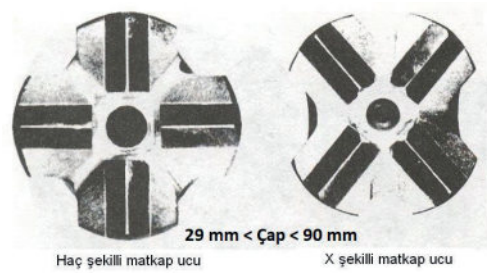
Tek eksenli basınç dayanımı orta, yüksek veya çok yüksek kayalarda ise koni biçimli üç döner başlıklı (tricone roller) bit kullanan kırıcı dönel delme önerilmektedir. Üç döner başlıklı delgi uçlarının her konik kafası üzerinde belirli aralıkla yerleştirilmiş ucu sivri diş tabir edilen çıkıntılar bulunur (Şekil 4).

Dayanımı düşük, yumuşak veya orta dayanımlı ve aşındırıcı olmayan kayalarda kademeli uç (Şekil 3) veya geniş aralıklı, iri dişli üç başlıklı döner delgi ucu (Şekil 4A, 4B) tavsiye edilmektedir (Tamrock 1984).

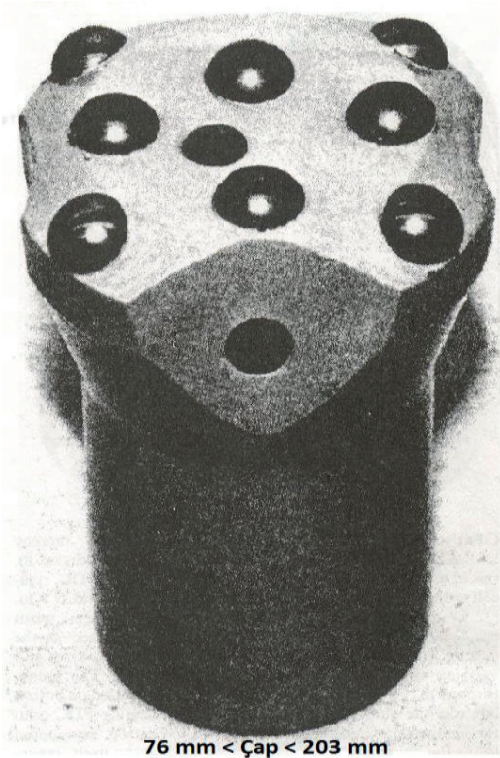


Şekil 3 Kömür madenlerinde zayıf ve aşındırıcı olmayan kayalarda kesici dönel delmede kullanılan kademeli delgi ucu

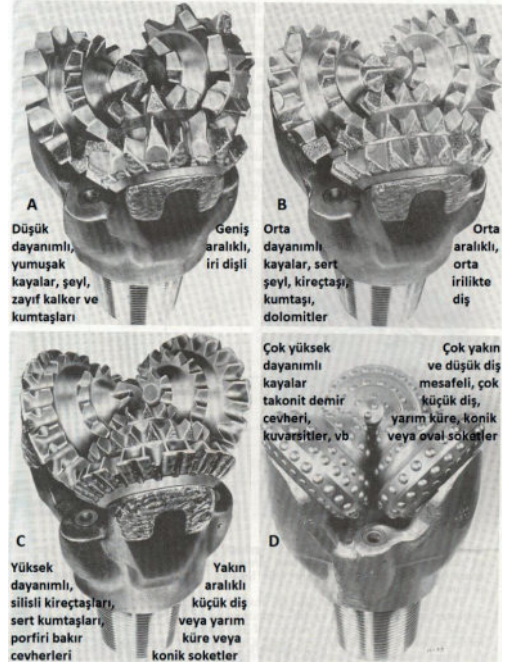
Aşındırıcı özelliği ve basınç dayanımı yüksek veya çok yüksek olan kayalarda diş mesafesi düşük, küçük veya çok küçük dişli veya yarım küre, konik veya oval soketli üç başlıklı döner delgi uçları (Şekil 4C, 4D) önerilmektedir (Tamrock 1984).



Şekil 1 Küçük-orta çaplar için darbeli delici delgi uçları



Şekil 2 Orta-büyük çaplar için darbeli delici delgi ucu



Şekil 4 Koni biçimli üç döner başlıklı kırıcı dönel delgi ucu

4 PATLATMA TASARIMI

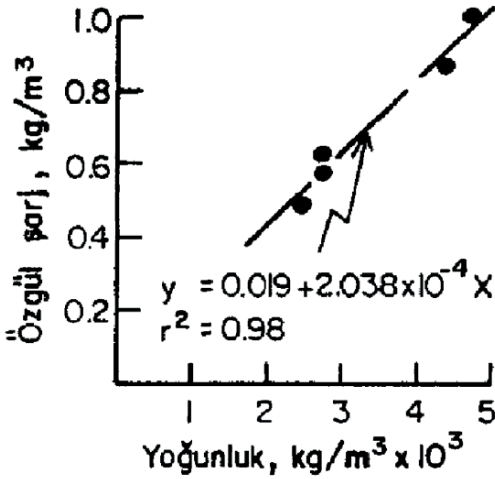
Patlatma tasarımında dikkate alınması gereken parametrelerden birincisi özgül şarj yani ton cevher veya dekapaj yapılacak örtü kayanın her metreküpü başına harcanması gerekli asgari patlayıcı madde tüketim miktarıdır.

Sunulan grafikler ve yapılan değerlendirmelerde kullanılan veriler Divriği demir madeninde (Paşamehmetoğlu, Bilgin, Boztaş 1986, Bilgin, Paşamehmetoğlu 1986) ve Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumuna ait çok sayıda açık kömür madenlerinde (Paşamehmetoğlu vd 1988, Müftüoğlu, Paşamehmetoğlu, Karpuz 1991) yerinde yürütülen ölçümler ve izlemeler ile kaya mekaniği laboratuvarında yapılan test sonuçlarına dayanmaktadır.

4.1 Yoğunluk özgül şarj ilişkisi

Patlatmada ilk amaç kayayı parçalamak ise de ikinci amaç parçalanmış olan kayayı bir miktar ötelemek, böylece gevşek, kolay ve verimli bir biçimde kazılabilir ve yüklenebilir bir yığın elde etmektir. Bu nedenle gerekli özgül şarj hem parçalamayı, hem de ötelemeyi yeterince sağlayacak biçimde saptanmalıdır. Özellikle öteleme için gerekli enerji miktarı cevher veya kayanın yoğunluğuna bağlıdır.

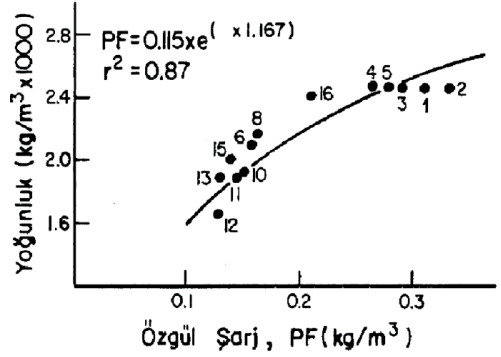
Şekil 5 bir demir madeninden Şekil 6 ise çok sayıda kömür madenlerinden alınan kayaç örneklerinin yoğunlukları ile bu madenlerde başarılı ve verimli bir patlatma için kullanılması gereken özgül şarj ilişkilerini göstermektedir.



Şekil 5 Demir madeni kayaçları için yoğunluk özgül şarj

Demir madeninde yoğunluğu 2,5 ton/m³ olan yan kayaç için 0,45-0,50 kg/m³ özgül şarj yeterli olurken, yoğunluğu 4,4 ton/m³ olan hematit için 0,870 kg/m³, yoğunluğu 4,7 ton/m³ olan manyetit cevheri için 1,01 kg/m³ özgül şarj gerekli olmaktadır. Kömür madeni yan kayaçlarında ise yoğunluk 2,5 ton/m³ olduğunda ortalama olarak

0,300 kg/m³ (0,270-0,350 kg/m³) özgül şarj gerekirken yoğunluk 2,0 ton/m³ dolayına düştüğünde 0,130-160 kg/m³ özgül şarj yeterli olmaktadır. Şu halde yoğunluk ile özgül şarj miktarı arasında bir ilişki bulunmaktadır.

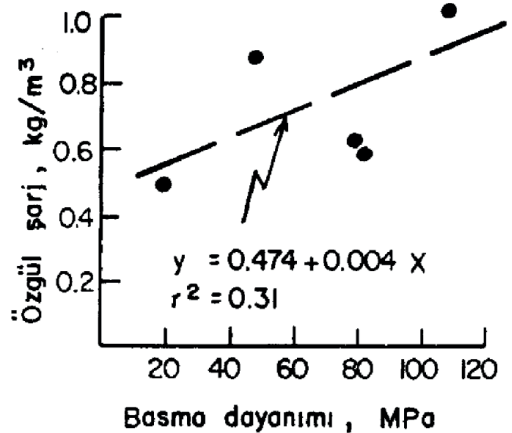


Şekil 6 Kömür madenleri kayaları için yoğunluk özgül şarj

Şekil 5 ve 6 karşılaştırıldığında eşit yoğunlukta (2,5 ton/m³) kayalar için demir madeninde yaklaşık 0,50 kg/m³ gerekirken, kömür madeninde ortalama 0,30 kg/m³ özgül şarj yeterli olmaktadır. Bu durum özgül şarj miktarının sadece yoğunluk ile değil aynı zamanda kaya dayanımı ile de ilintili olduğunu göz önüne getirmektedir.

4.2 Dayanım özgül şarj ilişkisi

Tek eksenli basınç dayanımı özgül şarj ilişkileri demir madeni kayaları için Şekil 7'de, kömür madeni kayaları için Şekil 8'de verilmiştir.

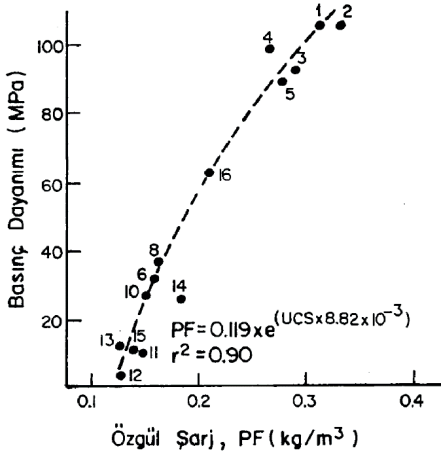


Şekil 7 Demir madeni basınç dayanımı özgül şarj ilişkisi

Demir madeninde basınç dayanımı 20 MPa olan serpantin kayacı için $0,45 \text{ kg/m}^3$ iken, 106 MPa olan manyetit cevheri için $1,01 \text{ kg/m}^3$ olmuştur.

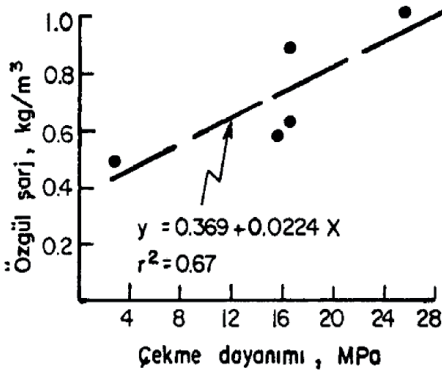
Kömür madenlerinde basınç dayanımları 10-15 MPa kayalar (çamurtaşı-kiltaşı) için $0,130 \text{ kg/m}^3$, 30-40 MPa kayalar (marn) için $0,160-0,180 \text{ kg/m}^3$, 90-105 Mpa kayalar (kireçtaşları) için $0,30-0,330 \text{ kg/m}^3$ dolayında olmuştur. Basınç dayanımı arttıkça gerekli olan özgül şarj miktarının da arttığını söylemek mümkündür.

Kömür kayaçlarında basınç dayanımlarında görülen büyük farklara karşın en yüksek dayanımlı kömür çevre kayaçlarında dahi demir madeni kayaçlarına nazaran daha düşük özgül şarj miktarı gerekmesi kayaların kitlesel özelliklerinin de etkili olduğu kanısını doğurmuştur. Kitlesel özelliklerin etkisi bir sonraki alt bölümde ele alınmıştır.



Şekil 8 Kömür madeni basınç dayanımı özgül şarj ilişkisi

Demir ve kömür madenleri kayaçlarının dolaylı çekme dayanımları ile özgül şarj arasındaki ilişkiler de araştırılmış ve Şekil 9 ve 10'da sunulmuştur.

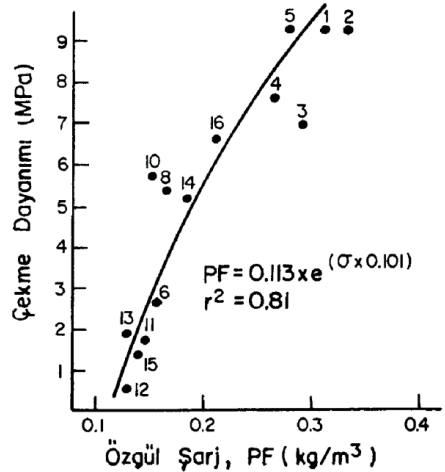


Şekil 9 Demir madeni çekme dayanımı özgül şarj ilişkisi

Demir madeninde dolaylı çekme dayanımı 3 MPa olan serpantin kayacı için $0,45 \text{ kg/m}^3$ iken, 16 MPa olan mermer için $0,50 \text{ kg/m}^3$, 25 MPa olan manyetit cevheri için $1,01 \text{ kg/m}^3$ olmuştur.

Kömür madenlerinde dolaylı çekme dayanımları 1-2 MPa kayalar (çamurtaşı-kiltaşı) için $0,130 \text{ kg/m}^3$, 5-6 MPa kayalar (marn) için $0,160-0,180 \text{ kg/m}^3$, 9 Mpa kayalar (kireçtaşları) için $0,30-0,330 \text{ kg/m}^3$ dolayında olmuştur.

Dolaylı çekme dayanımı en yüksek olan kayaçlar kömür madeninde iyi gelişmiş süreksizlikler içeren kireçtaşında 9 MPa, demir madeninde oldukça masif yapıdaki manyetit cevherinde 25 MPa'dır. Genel olarak yüksek çekme dayanımlı kayaların yüksek özgül şarj gerektirdiği kanısına ulaşmak mümkün görülmektedir.



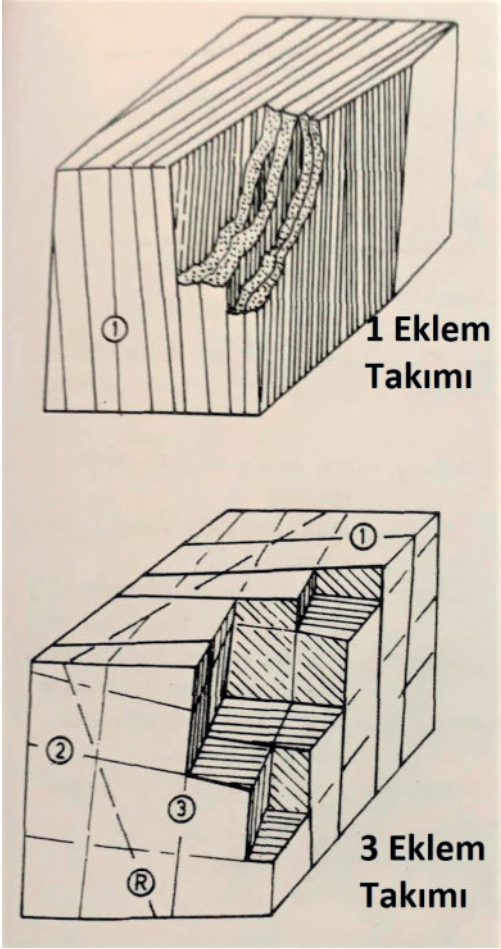
Şekil 10 Kömür madeni çekme dayanımı özgül şarj ilişkisi

Kömür madeninde iyi gelişmiş süreksizlikler içeren kireçtaşı kayaçları ile demir madenindeki masif manyetit cevher yapısı karşılaştırıldığında başarılı bir patlatma için gereken özgül şarj miktarları üzerinde, çekme dayanımlarının yanısıra kitlesel özelliklerin de etkili olduğu kanısına varılmıştır.

Laboratuvarda kayaların darbe dayanımları, sahada ise sismik (P-dalga) hızları da ölçülmüştür. Genel olarak ifade etmek gerekirse darbe dayanımı arttıkça kayayı parçalamak için gerekli özgül şarj miktarının da artırılması zorunlu olduğu tespit edilmiştir. Benzer biçimde kaya kitlelerinin P-dalga hızları (m/saniye) yükseldikçe patlatma işleminde yeterli parçalamak için gerekli özgül şarj miktarlarının da artırılması gerektiği anlaşılmıştır.

4.3 Kaya kitle özellikleri

Kaya kitleleri eklemler, tabakalanma düzlemleri, faylar, kıvrımlar, karstik boşluklar vb pek çok yapısal zayıflık ve süreksizlik içermektedirler. Bu gibi zayıflıkların kaya kitlesinin patlatmaya verdiği tepkinin değişmesine neden olduğu bilinmektedir. Kitle jeolojik yapısı bloklu, düzensiz eklemliler, düzenli eklemliler, tabakalı, kolonsu biçimlerde olabilmektedir. Eklem takımı sayısı ve eklemlerin yönelimleri de kaya davranışını etkilemektedir. İki tür eklem örneği Şekil 11’de verilmiştir.

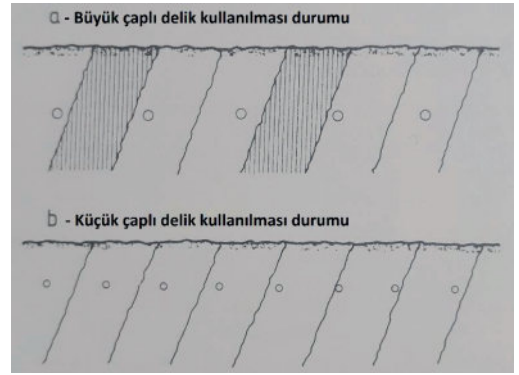


Şekil 11 Eklem takımı sayısı örnekleri

Bilindiği gibi patlayıcı maddeler infilak ettiğinde şok basıncı ve gaz basıncı oluşturur. Patlayıcının şok basıncı kaya üzerinde sıkıştırma ve çekme gerilmeleri yaratır. Bu gerilmelerin büyüklüğü kayanın basınç ve çekme dayanımı değerlerini aştığında kaya parçalanır.

Gaz basıncı da hem parçalamaya yardımcı olur, hem de patlamanın kayada yeni yarattığı ve ayrıca kaya kitlesi bünyesinde var olan eski çatlaklara (eklemlere) nüfuz ederek kayayı daha fazla parçalar ve aynı zamanda öteker. Bu nedenle kaya kitlesi jeolojik yapısı önemlidir.

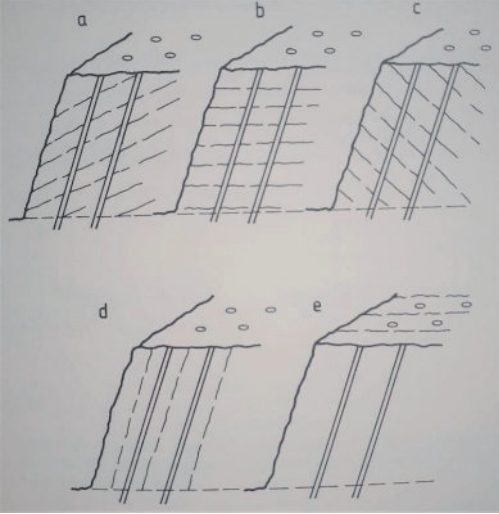
Eklem aralığının delik çapı seçimi üzerine etkisi Şekil 12’de gösterilmiştir. Büyük çaplı delikler daha çok patlayıcı madde alabildiklerinden delik aralığı da büyük olur. Delik aralığı büyüdüğünde her kaya bloğuna bir delik isabet etmeyebilir (Şekil 12a). Bu sorun eklem aralığı dikkate alınarak daha küçük delik çapı kullanmak ile çözülebilir (Şekil 12b). Bu durumda her kaya bloğuna bir delik isabet eder.



Şekil 12 Eklem aralığının delik çapı seçimine etkisi

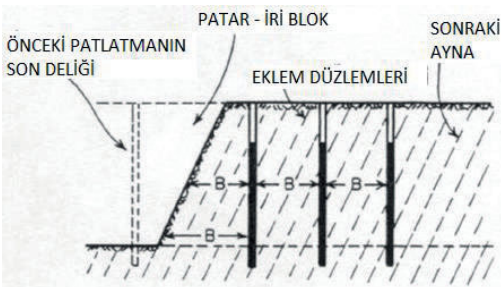
Açık ocak basamak önyüzü doğrultusu ile tabakalanma düzlemi veya eklem yönü doğrultusu arasında mevcut açının da patlatma ile oluşan parçalanmanın homojen olup olmaması ve ayrıca parçaların ileri savrulma mesafesi üzerinde etkileri bulunmaktadır (Şekil 13). Tabakalanma veya en baskın eklemlerin yatay olduğu (Şekil 13b) veya tabaka/eklem doğrultusu ile basamak önyüzü doğrultusu paralel olması halinde tabakaların şev içine düşük-orta eğimli (Şekil 13c) veya şev dışına yüksek eğimli (Şekil 13d) olduğu durumlarda parçalanma daha homojen ve parçaların ocak içine savrulma mesafesinin normal olduğu literatürde bildirilmektedir (Tamrock 1984). Baskın eklem doğrultularının basamak önyüzü doğrultusuna dik (Şekil 13e) konumda ve yüksek eğimli olduğu veya şev önyüzüne düşük eğimli olduğu durumlarda parçalanmanın homojen olmadığı ve parçaların ocak içinde uzak mesafelere kadar savrulduğu belirtilmektedir. Bu durumlar Başkent Çimento hammadde (kalker) ocağında yaptığımız çalışma ile araştırılmış ve doğrulanmış

bulunmaktadır (Bilgin, Paşamehmetoğlu, Özkahraman 1994).



Şekil 13 Basamak önyüzü ile eklem yönü arası açı etkisi

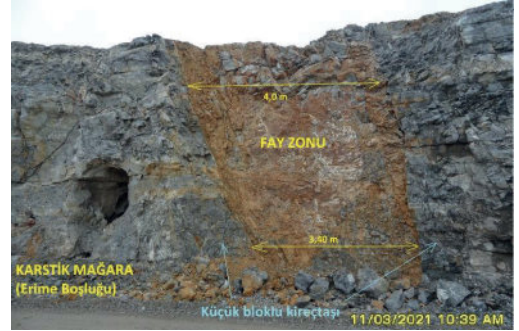
Baskın eklem veya tabakalanma doğrultusunun şev önyüzüne paralel ve ocak içine düşük-orta eğimli olduğu durumlarda bir dizi sorun yaşanabilmektedir (Şekil 14). Bu sorunlar; önceki patlatmanın son sıra deliklerinin yarattığı sarsıntı ile ocak içine kaya uçması, şev kayması benzeri küçük yenilmeler, son delik gerisinden patar/iri blok oluşması, bir sonra yapılacak patlatma için delinen ön sıra deliklerin taban kesiminde yük mesafesinin aşılması sorunu sebebi ile yetersiz parçalanma ve aşırı yer titreşimi tehlikesi gibi sorunlardır.



Şekil 14 Ocak içine eğimli eklemlerin yarattığı sorunlar

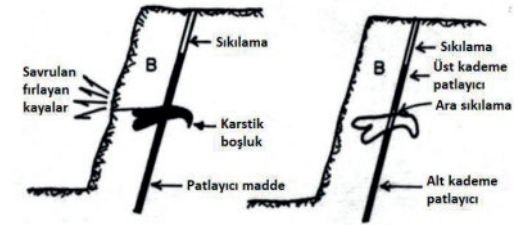
Çok eklemli-çatlaklı ve çok gözenekli kayalarda ANFO gibi gaz enerjisi fazla olan patlayıcılar kullanmak, delik içinde hava boşluğu bırakmak (gas bag kullanmak) veya önkesme uygulamalarında olduğu gibi ayırık patlatma yapmak yararlı sonuçlar verir.

Örnek sunmak için bir kireçtaşı ocağında 1m x 3m boyutlu karstik mağara ile mağara yakınında genişliği 3,4 m ile 4 m arasında değişen yer yer kireçtaşı blokları içeren, kısmen topraklaşmış fay zonu Şekil 15'te verilmiştir.



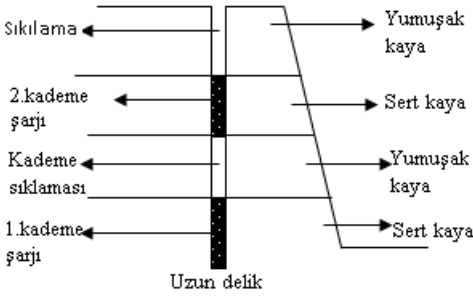
Şekil 15 Karstik boşluk ve fay zonu örneği

Kireçtaşı kitlelerinde küçük karstik boşluklar varsa, bu boşluklara patlayıcı madde konulmamalı, boşluklar ara-sıkılama ile geçilmeli, delik dip şarj ve üst şarj olarak iki kademe halinde doldurulup patlatılmalıdır (Şekil 16).



Şekil 16 Karstik boşluklarda ara sıkılama ve iki kademe şarj uygulaması

Tortul kaya kitlelerinde istiflenme durumu dikkate alınmalıdır. Bazı durumlarda düşük dayanımlı (yumuşak) ile yüksek dayanımlı (sert) kayalar ardalanmalı biçimde katmanlar halinde bulunabilir. Değişik dayanıma sahip kaya seviyeleri mümkün ise farklı kademeler (basamaklar) halinde patlatılmalıdır. Tabaka kalınlıklarının yeterli olmaması halinde yumuşak kaya seviyeleri, killi zonlar ile açık çatlaklar ara sıkılama ile geçilmeli, patlayıcı madde sert kayalara denk getirilmelidir (Şekil 17).

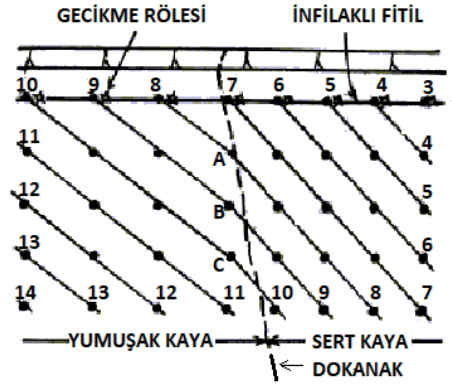


Şekil 17 Ardalanmalı tabakalarda patlatma önerisi

Deliklere patlayıcı madde, karstik mağaralar, açık çatlaklar, kil damarları ve yumuşak kaya tabakaları dikkate alınmaksızın doldurulduğu veya büyük mağaralara delik isabet ettiği takdirde, gaz basıncı sebebi ile bu zayıf zonlardan püskürme oluşabilir, kaya parçaları uzak mesafelere kadar savrulabilir, can ve mal güvenliği sorunlarına yol açabilir.

Kaya dayanımının özgül şarj üzerindeki etkisinden daha önce söz edilmişti. Kaya dayanımı sadece özgül şarj üzerinde etkili değildir, aynı zamanda patlama işlemi sırasında cereyan eden olaylar ve patlatma sonuçları üzerinde de etkilidir. Cevher ile yantaşın veya iki değişik yantaşın dayanım değerleri farklı olabilir. Bir patlatma deliğinin dayanımları farklı iki yantaş veya cevher-yantaş kontakını katetmesi olumsuz sonuçlara yol açabilir. Çünkü farklı dayanıma sahip iki kaya patlayıcı maddeye ve patlatma düzenine farklı tepkiler verir. Bu sebeple; (a) parçalanma homojen ve iyi olmayabilir, (b) dayanımı düşük kayadan taş savrulması fazla olur, (c) cevhere yantaş karışır ve seyrekleme olur.

Yukarıda sözü edilen sakıncaları gidermek için aynı cins patlayıcı kullanılacak ve deliklere eşit miktarda konulacak ise farklı dayanımlı kayalar için değişik delik düzenleri uygulanmalıdır (Şekil 18). Örneğin dayanımı yüksek kayada uygulanan paterne (delik düzenine) kıyas ile dayanımı düşük kayada daha büyük yük mesafesi ve daha büyük delikler arası mesafe kullanılmalıdır.



Şekil 18 Dayanımı değişik kayalarda farklı delik düzeni uygulaması

Aynı delik düzeni (yük mesafesi ve delik aralığı) ve aynı patlayıcı madde kullanılacak ise deliklere konulacak patlayıcı madde miktarı dayanımı yüksek kaya için daha fazla, dayanımı düşük kaya için daha az olarak değiştirilmelidir.

5 PATLATMANIN ÇEVRESEL ETKİLERİ

Patlatma esnasında salınan patlayıcı madde enerjisinin bir bölümü kayanın parçalanması ve ötelenmesi biçiminde faydalı enerji olarak harcanır iken daha büyük bölümü yer titreşimi, hava şoku (işitilemeyen basınç dalgaları), ses (işitilebilir basınç dalgaları), ısı, ışık, kaya savrulması, toz oluşumu biçiminde faydalı olmayan enerji şeklinde tüketilir.

Havada ilerleyen işitilemez ve işitilebilir ses dalgalarının, ısı, ışık şeklinde harcanan enerjilerin kaya mekaniği ile ilişkisi söz konusu değildir. Kaya fırlaması konusuna daha önce değinildiğinden bu bölümde sadece yer titreşim dalgalarının kaya mekaniği ile ilişkisine değinilecektir.

Maden ocağı, taşocağı ve inşaat patlatmaları kayayı parçalamak ve ötelemek için patlayıcı madde oldukça hapsedilerek yapılır. Bu sebeple yer titreşimi yaratır. Yer titreşiminin etkileri, özellikle konut binaları ve diğer yapılarda çatlak ve başka tür hasarlar yarattığı veya yaratma potansiyeli taşıyıp taşımadığı sıkça sorulur. Cevap titreşim seviyesine, dalga frekansına ve daha düşük oranda sahaya özgü veya binaya özgü koşullara bağlıdır.

Bina dışında zeminde ve bina içinde eş-zamanlı yapılan titreşim ölçümlerinde, zemindeki dalganın hakim frekansı ile binanın özyapısal frekansı eşit veya eşite yakın olduğunda binanın rezonansa

girdiği, bina içinde zemindekine göre birkaç kat yüksek titreşim hızı ölçüldüğü saptanmıştır.

Yer titreşim dalgaları esasen zeminde ilerleyen ses dalgalarıdır. Yayılma özellikleri depremlerin yarattığı yer hareketlerine benzediğinden, ayrıca oluşturabildikleri hasarlar da benzer olduğundan sismik dalgalar da denilir. Hem patlatma hem de deprem dalgalarının zeminde ilerleme (yayılma) hızı, ölçüm yapılan noktada en yüksek parçacık titreşim hızı (PPV) ve dalga frekansı, sismik dalganın geçtiği kayanın, toprağın veya diğer malzemelerin elastik özellikleri ile ilgilidir (Siskind 2000).

Yer titreşimi ölçümleri zemindeki bir noktada titreşim hızı, parçacık yerdeğişimi veya ivme ölçülerek yapılır ki o noktadaki parçacığın hareketi ölçülür. Parçalanma, geri çatlama gibi plastik, kalıcı deformasyon oluşan patlatma deliği yakın çevresi hariç ölçüm noktasındaki zemin sismik dalga geçip gittikten sonra baştaki sıfır noktasına geri döner.

Yer titreşim hızı (büyüklük, amplitud) bir anda patlatılan patlayıcı miktarına ve patlatma ile ölçüm noktası arasındaki fiziki mesafeye bağlı olarak oluşur iken, sismik dalga frekansı fiziki mesafeye ve dalgaların iletildiği ortam (zemin) koşullarına daha hassas ve bağlıdır.

Kaya ortamlarında iletilen dalgalar yüksek frekans değerlerini korurken, ana kaya üzerinde bulunan toprak zeminler seçici sönümlenme ve yüzey dalgaları oluşturarak düşük frekans yaratırlar. Düşük frekanslı dalgalar ise yapılarla hasar riskini artırır.

Yer titreşimini etkileyen ve patlatma tasarımına bağlı olmayan başlıca parametreler hem sismik dalgaların iletildiği ortamın hem de ölçüm yapılan yerin jeolojisi hem de topoğrafyadır (Siskind 2000).

Sismik dalga yayılımını ve dalga frekansını etkileyen başlıca jeolojik ve jeoteknik unsurlar, zemin cinsi (kaya, az-orta ayırmış kaya, toprak vb), fay, tabakalanma düzlemleri, süreksizlik sayısı, süreksizlik yönü, eğimi, su durumu ve benzerleridir.

Yüksek dayanımlı kayaların bulunduğu metal madenlerinde sismik dalga frekansları daha yüksek, daha düşük dayanımlı kayaların bulunduğu kömür madenlerinde sismik dalga frekansları göreceli olarak daha düşük olmaktadır. Tabakalanma düzlemlerinin belirgin ve hakim olduğu sedimanter kaya kitlelerinde örneğin kömür madenlerinde sismik dalgaların uzak mesafelere kadar yayılma kabiliyetleri olduğu kanıtlanmıştır.

Sabit miktarda patlayıcı madde patlatıldığında belirli bir uzaklıkta yapılan ölçümlerde, yüksek

dayanımlı kaya ortamlarında sönümlenmenin fazla, düşük dayanımlı kayalarda daha düşük oranda olduğu görülmüştür.

Süreksizlik seti sayısı fazla olduğunda sismik dalga sönümlenmesinin fazla, bir başka deyişle en yüksek parçacık hızının (PPV) düşük olduğu ölçümlerle tespit edilmiştir. Sismik dalga iletim yönü fay veya süreksizlik doğrultusuna paralel olduğunda en yüksek titreşim iletimi (en yüksek PPV, en düşük sönümlenme) gerçekleşmektedir. Dalga iletim yönü özellikle toprak dolgu hakim süreksizliğe veya fay zonuna dik veya dar açılı geldiğinde sönümlenme fazla olduğu görülmüştür.

Tabakalı kaya ortamlarında yapılan patlatmalar sırasında patlatmadan eşit mesafede yapılan ölçümlerde, eğim yukarı yönde yüksek PPV, eğim aşağı yönde düşük PPV ölçüldüğü literatürde rapor edilmiştir.

Fayların etkisini görmek için fay önüne bir adet, fay gerisine ise belirli aralıklarla bir kaç sismograf konularak ölçümler yapılmıştır. Faylara dik yönde iletilen sismik dalgalar fay zonuna geldiklerinde kırılma, yansıma ve dağılma gösterdikleri, bu sebeple fayın hemen arkasındaki sismografin fay önündekine nazaran çok düşük PPV ölçtüğü, faydan daha da geride bulunan sismografların ise fay önündeki kadar yüksek olmasa da, fayın hemen gerisindeki sismografa göre daha yüksek PPV ölçtükleri görülmüştür.

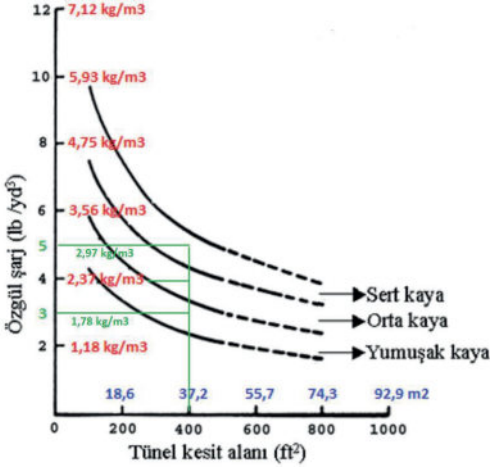
6 YERALTI PATLATMALARI

Bu bildiride yeraltı patlatma tasarımı ayrıntısına girilmemiş, kaya özelliklerine ve galeri kesatine bağlı olarak yerüstü ve yeraltı patlatmalarında özgül şarj miktarları ve delik sayıları arasındaki farklar vurgulanmıştır. Yeraltı patlatma uygulamasında kullanılacak özgül şarj, kaya özelliklerine bağlı olduğu kadar, galeri, tünel ve benzeri açıklıkların kesit alanına bağlı ve sadece bir serbest yüzeye (alın / ayna) sahip olması ve parçalanacak kayaların üç yönde arazi basıncı etkisinde, sıkışık durumda bulunması nedeniyle yerüstü patlatmaları için gereken miktardan daha yüksektir.

Kaya dayanımı ve galeri kesit alanının özgül şarj üzerine etkisi Şekil 19'da sunulmuştur. Dayanımı orta (80-100 MPa) olan bir kayada 37,2 m² kesitte bir tünel açılacağı varsayıldığında gerekli özgül şarj Şekil 19'dan 2,37 kg/m³ olarak bulunur. Oysaki aynı dayanıma sahip bir kaya yerüstü patlatmasında yaklaşık 0,300-0,350 kg/m³ özgül şarj ile başarı ile patlatılabilmektedir.

Görüldüğü üzere kaya sıkışık durumda olduğunda gerekli özgül şarj artmaktadır.

Diğer taraftan 37,2 m² kesitli tünel zayıf kayada açılrsa idi 1,78 kg/m³ yeterli olacak iken, yüksek dayanımlı kayada açılacak olursa 2,97 kg/m³ özgül şarj gerekli olacaktır.

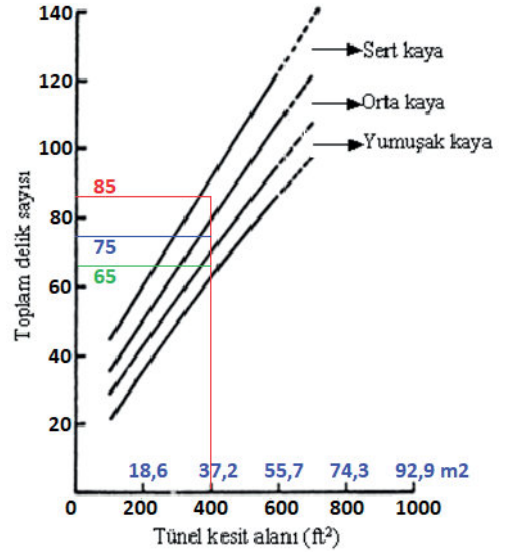


Şekil 19 Tünel patlatması için önerilen özgül şarj miktarları

Galeri, tünel vb patlatmalarında kullanılan delik çapları yerüstü patlatmalarında kullanılan delik çaplarından küçük olup, genellikle 50 mm dolayındadır. Oysaki günümüzde taşocaklarında en yaygın kullanılan delik çapı 89 mm'dir. Bu nedenle tünel patlatmalarında daha fazla sayıda delik kullanılması olağan karşılanmalıdır.

Kaya dayanımı ve galeri kesit alanının delik sayısı üzerine etkisi Şekil 20'de sunulmuştur. Dayanımı orta (80-100 MPa) olan bir kayada 37,2 m² kesitte bir tünel açılacağı varsayıldığında gerekli delik sayısı Şekil 20'den 75 adet olarak bulunur. Öte yandan 37,2 m² kesitli tünel zayıf kayada açılrsa idi 65 adet delik yeterli olacak iken, yüksek dayanımlı kayada açılacak olursa 85 adet delik gerekecektir.

Elbette kaya kitle özelliklerinin de hem özgül şarj hem de delik sayısı üzerinde etkili olduğu akılda tutulmalıdır. Kaya kütlelerinde tek veya çok sayıda eklemler, çatlak bulunması ve kitle dayanımının zayıf olması halinde Şekil 19'da önerilen özgül şarj miktarı ve Şekil 20'de önerilen delik sayılarının test patlatmaları yapılarak uygun biçimde azaltılması gerektiği göz önüne alınmalıdır.



Şekil 20 Tünel patlatması için önerilen delik sayıları

7 SONUÇLAR

Bu bildiride kaya malzemesi ve kaya kitle dayanımının patlatma tasarımı, uygulaması ve patlatma işlemi sonuçlarının kaya mekaniği ile ilintisi açıklanmıştır. Gerek başarılı ve verimli parçalama sonucu elde etmek ve bunun için güvenilir bir patlatma tasarımı gerçekleştirmek ve gerekse patlatmanın yolaçtığı titreşim gibi çevresel sorunları kontrol altında tutmak için kaya (taş) malzemesi özelliklerinin ve kaya kitle dayanımının önemli olduğu anlaşılmıştır. Literatürde bu konularda kullanıcılara ışık tutacak pek çok kitap ve diğer yayınlar bulunmakta olup bunlar rehber alınabilir.

KAYNAKLAR

- Atlas Copco, 1987. Bench Drilling, know-how and equipment, 93 pages, Printed matter no: 9851 1570 01.
- Bilgin, H. A., Paşamehmetoğlu, A. G., 1986. Kayaların patlatılabilirlikleri ve delinebilirlikleri üzerine bir çalışma, 1. Ulusal kaya mekaniği sempozyumu, Ankara, s. 113-125.
- Bilgin, H. A., Paşamehmetoğlu, A. G., Özkahraman, H. T., 1994. Effect of dominant discontinuity orientation in blasting: A case study, Proceedings of symposium on mine planning and equipment selection '94, İstanbul, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 663-668.
- Müftüoğlu, Y. V., Paşamehmetoğlu, A.G., Karpuz, C., 1991. Correlation of powder factor with physical rock properties and rotary drill performance in Turkish surface coal mines, 7th Int. Congress on rock mechanics, Aachen, Deutschland, Vol. 2, pp. 1049-1051.

- Paşamehmetoğlu, A. G., Bilgin, H.A., Boztaş, S., 1986. Divriği Madenleri Müessesesi açık ocağında patlatma sorunlarının etüdü, nihai rapor, Maden Mühendisliği Bölümü, ODTÜ, Ankara, Proje kod no: 85-03-05-01-015, 66 sayfa.
- Paşamehmetoğlu, A. G., vd., 1988. TKİ dekapaj ihale panoları için makina parkı seçimi, maliyet analizi ve birim maliyetin (TL/m³) saptanması, Cilt 1, Jeoteknik ve performans verilerinin değerlendirilmesi, kazılabilirlik sınıflama sisteminin önerilmesi, nihai rapor, Maden Mühendisliği Bölümü, ODTÜ, Ankara, Proje kod no: 86-03-05-01-02, 150 sayfa.
- Siskind, D., 2000. Vibrations from blasting, Int. Society of Explosives Engineers, Cleveland, Ohio, USA, 120 pages.
- Tamrock, 1984. Handbook on Surface Drilling and Blasting, 310 pages.

Kaya şevleri için yeni bir karşılaştırmalı klasik ve olasılıklı duraylılık analizi

A new comparative classical and probabilistic stability analysis for rock slopes

A. Turanboylu

Necmettin Erbakan Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Enerji Sistemleri Mühendisliği, Konya

E. Ülker

Konya Teknik Üniversitesi, Doğa Bilimleri Fakültesi, Bilgisayar Mühendisliği, Konya

C. B. Küçükşütlü

Bay E Bilişim Ltd., Konya

ÖZET: İklim koşullarında yaşanan değişimler, hızlı altyapı çalışmaları ve plansız kazı sonucu, kaya şev duraysızlıkları giderek daha da artış eğilimindedir. Bu çalışmada, hem mühendislik amaçlı açılan kazı boşlukları hem de doğal şevlerde geometrik-analitik-olasılıklı yöntemlerinin kullanıldığı, kaya şevleri için yeni bir duraylılık analizi önerisi sunulmaktadır. Çalışma kapsamında, kaya şevi bünyesinde mevcut kama blokları ayırık elemanlar prensipleriyle ortaya konularak ve Güncel şev ve kazının ilerleme yönünde (lerinde) oluşturulan izafi kazı yüzeyleri üzerinde kama varlıkları ve konumları dikkate alınarak bir şev duraylılık profili oluşturulmuştur. Geometrik olarak tanımlanan kama yapıları sınır denge koşullarına göre sonraki kazı yüzeyi(leri) üzerindeki duraysızlık durumu(ları) içsel sürtünme açılara göre oluşturulan iki senaryo ile karşılaştırmalı olarak tahmin edilmeye çalışılmıştır. Saha analizinde, oluşturulan izafi kazı profilleri üzerinde kama türü yapılar geometrik olarak tanımlanmış, emniyet katsayısı ve olasılıklı emniyet katsayıları hesaplanıp bunlar her bir izafi kazı yüzeyine atanarak, kazı duraylılık profilleri oluşturulmuştur. Oluşturulan profillerde kayda değer değişimleri gözlenmiştir.

ABSTRACT: As a result of changes in climatic conditions, rapid infrastructure works and unplanned excavation, rock slope instabilities tend to increase gradually. In this study, a new stability analysis proposal is presented for rock slopes in which geometric-analytical-probabilistic methods are used for both engineering excavation cavities and natural slopes. Within the scope of the study, a slope stability profile was created by presenting the existing wedge blocks in the rock slope with the principles of discrete elements and taking into account the presence of wedges and their positions on the relative excavation surfaces formed in the direction(s) of the current slope and excavation. Geometrically defined wedge structures tried to predict the instability state(s) on the next excavation surface(s) according to the boundary equilibrium conditions, comparatively with the two scenarios created according to the internal friction angles. In the field analysis, wedge-type structures were defined geometrically on the hypothetical excavation profiles created, the factor of safety and probabilistic factor of safety were calculated and these were assigned to each hypothetical excavation surface, and excavation stability profiles were created. Significant changes were observed in the created profiles.

1 GİRİŞ

Açık maden işletmeleri ve yol şevleri gibi mühendislik şevlerinin güvenli tasarımı için kaya şev duraylılık analizleri esastır. Kaya şevlerinde süreksizliklerin uzaysal konumları bu analizlerde büyük ölçüde belirleyici olmaktadır. Piteau(1972), kaya şevlerinin duraylılığının, esas olarak kaya malzemesinin kendi dayanımı tarafından değil, kaya kütleindeki yapısal süreksizlikler tarafından denetlendiğini vurgulanmıştır. Ayrıca kaya kütlelerinin duraylılığı çoğunlukla sığ

derinliklerdeki süreksizliklerin varlığı ile kontrol edilmektedir (Hoek and Bray, 1981).

Kaya mekaniği ve mühendisliği şev duraylılığı gibi mühendislik uygulamalarında sayısal ve görgül yöntemler kullanılmakta olup, başlıca yöntemler aşağıdaki şekilde sıralanabilir (Feng & Hudson, 2011);

- Kinematik analizler,
- Sınır Denge Analiz yöntemleri,
- Olasılığa dayalı yöntemler
- Sayısal analiz yöntemleri;

(a) Sürekli ortam analizleri (sonlu elemanlı sonlu farklar, sınır elemanlar yöntemleri),

(b) Süreksiz ortam analizleri (ayrık eleman ağı ve Süreksiz deformasyon analizleri),

(c) Melez (Hibrit) yöntemler.

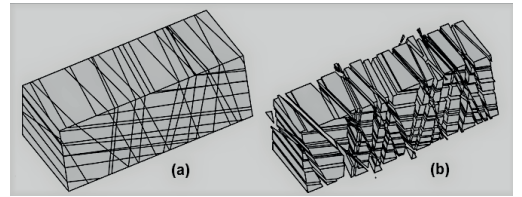
Ayrıca, Görgül Yöntemler (Q-sistemi, RMR, R-RMR, SMR gibi kaya kütle sınıflandırma Sistemleri) kaya şevlerinin jeoteknik analizlerinde kullanılmaktadır.

Kaya şev duraylılık analizi için sözü edilen yöntemlerden biri veya birkaçı kullanılmaktadır. İlk adım, genellikle süreksizliklerin varlığı ve şev duraysızlığının belirlenmesi için bunların yönelimleri kullanılarak yapılan kinematik analizdir. Bu süreçte genellikle stereografik projeksiyon tekniği kullanılır. Sonuçlar şevin açıkça duraylı olduğunu gösteriyorsa, limit denge veya olasılık analizleri gibi başka analizler yapılmaz. Kinematik olarak herhangi bir yenilme türü kritik sınırlarda belirlenirse, ikinci adım olarak, yenilmeye karşı koyan kuvvetleri, yenilmeye neden olan kuvvetlerle karşılaştırmak için bir sınır-denge kararlılık analizine (SDK) ihtiyaç duyulur. Bu deterministik analizde, tüm parametrelerin bir derece değişkenlik göstermesine ve bunun sonucunda sabit bir Emniyet(güvenlik) Katsayısı (EK) hesaplanmasına rağmen, tüm girdi parametreleri sabit girdi değerleri olarak uygulanır. Ancak, kaya bloklarının karmaşık geometrisi ve kaya şevlerinin stabilite problemlerini çözmek için fiziksel ve mekanik parametrelerle ilgili belirsizlikler nedeniyle, istatistiksel yaklaşımlar gereklidir (Piteau & Martin 1977; Einstein ve Baecher, 1983). Bu nedenle, son zamanlarda olasılığa dayalı yöntemler, özellikle uzun süreli şev duraylılığının sağlanması istenen mühendislik şevlerinde büyük ilgi görmektedir. En temel istatistiksel yöntemlerden biri olan Monte Carlo (MC) simülasyon tekniği, çok çeşitli stabilite problemlerini çözmeye yeteneğine sahiptir ve birçok araştırmacı tarafından kaya şev duraylılığı analizlerinde kullanılmıştır (Piteau & Martin, 1977; Tamimi vd., 1989; Harr, 1989; Gökçeoğlu vd., 2000; El-Ramly vd., 2002; Düzgün & Bhasin, 2009; Gibson, 2011; Suchomel & Maşin, 2010).

Bu çalışmada, temel olarak, kama kayma türü ile ilgili kantitatif bir tanımlama yapılmaktadır. Sahadan elde edilen birincil ve üretilmiş verilerinin 2-boyutlu ve 3-boyutlu gösterimi, klasik ve MC temelinde Olasılığa dayalı şev duyarlılık analizleri olarak ve sonuçların karşılaştırmalı olarak analiz edilmektedir.

Kaya kütesinden elde edilecek ham verilerin klasik istatistik yöntemlerle tanımlanması; süreksizlikler arası mesafe, eğim ve eğim yönü

verilerinin dağılımları, yoğunlukları ve bu dağılımların hangi dağılım modeline uyduklarına ilişkin analizler. Süreksizliklerin eş alan projeksiyonu (kinematik analiz), Süreksizliklerin oluşturacağı mümkün kayma türlerinin ve kayma olasılıklarının test edileceği klasik kinematik analizler çalışmanın sırasını oluşturmaktadır. Ayrıca, süreksizlik verilerinden elde edilecek kesim noktalarına ve süreksizlik izlerine ait verilerin görsel tanımlanması yapılmaktadır. Süreksiz modellerde, süreksizlikler açık bir şekilde konum ve lokasyonları tarafından temsil edilirken, süreksizlikler dolaylı olarak temsil edilmektedir. Sürekli modelin davranışı gerçek kaya kütesinin davranışına eşdeğer yaklaşımlar oluşturulur. Süreksiz modeller genellikle ayrık eleman kodları kullanılarak hazırlanmaktadır. Şev duraylılık projeleri için ayrık eleman ağı modellemesi (DEM), kaya kütesinin görselleştirilmesi, olası yenilme mekanizmalarının tanımlanması ve belirsizliğin dikkate alındığı değerli bir jeoteknik araçtır. Litaratürde kullanılan model ve kodların ortak özelliği problemi somutlaştıran ve birçok süreksizliğe ait veriyi elden geçirip sınıflandıran algoritmalarından oluşmaktadır. UDEC, 3DEC (Itasca Consultig Group Inc.) FlacMAN (Golder Assocasion Inc.) gibi ticari kodlar inşaat ve maden mühendisliğinde, güvenlik ve ekonomik amaçlarla kaya şevlerinin stabilitesini değerlendirmek için yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu çalışmada, süreksizliklerin uzaysal konumlarının DEM yaklaşımıyla tanımlanması yazarların önceki çalışmalarında gerçekleştirdiği LIP-RM (Kaya Kütesinin Lineer İzometrik Projeksiyonu) (Turanboy & Ülker, 2008) yazılımı kaya kütesi içinde tanımlanan kama yapılarının analizleri amacıyla kullanılmıştır. Şekil 1' de LIP-RM yazılımı ile üretilmiş bir kaya kütesinin temsili bir prizma (TP) içinde görüntüsü yer almaktadır.



Şekil 1. LIP-RM yazılımı kullanılarak bir kaya kütesinin görselleri; a) Yerinde bloklar; b) blokların ayrık gösterimi

Böylece kaya kütesinde mevcut durumun değerlendirilmesi ve kazı planlama aşamalarında, klasik-deterministik-olasılıklı bir şev duyarlılık

analizi, görsel-açıklayıcı-interaktif ve pratik olarak karşılaştırmalı olarak gerçekleştirilmiştir.

2 YÖNTEM

Çalışma kapsamında geliştirilen model birbirine sıkı şekilde bağlantılı yarı modüllerden oluşmaktadır. Bu modüller genel olarak aşağıda belirtilen alt yapıyı içermektedir. Arazi çalışmalarından elde edilen ölçüm verisi birincil, LIP-RM sonuçlarından ikincil, duraylılık analizlerinden üçüncül veri ve sonuçta karşılaştırma analizlerden nihai sonuçlar elde edilmektedir.

1. Dinamik kaya kütle ağ modülü: Hat etütlerinden sağlanan arazi verileri (süreksizliğe ait: eğim ve eğim yönü; şeve ait: şevin eğim ve eğim yönü ile boyutları) kullanılarak bir TP dahilinde izometrik 3B sunumu,

2. Kesişme hatları modülü: Süreksizliklerin kesişme hatları; şev eğimi ile aynı ve ters yönde olanlarının kayma türlerine atanması, birlikte, gün yüzüne çıkanlar, ters ve aynı doğrultuda olanlar şeklinde gruplandırılıp kaya kütlesi ağ modelinin de içerisinde tanımlandığı bir TP dahilinde istenilen bir açıda 3B sunumu,

3. Kesişme noktaları modülü: Süreksizlik kesim noktalarının hem şevin görünür, hem de kaya kütlesi içerisinde lokasyonlarının tanımlandığı nokta dağılım analizi,

4. Kama ve diğer polihedral blokları tanımlayan modül: Şev üstünde ve ayna yüzeylerinde oluşmuş kamaların köşe-kenar noktaları göz önüne alınarak geometrik sınıflandırması, tek veya iki yüzey üzerinde kaymanın geometrik tanımlanması. Kama ve diğer polihedral yapıların bireysel ve yerinde sunumu,

5. İzafi kazı yüzeyleri (İŞY) ile ilgili modül: Mühendislik ve diğer amaçlara yönelik olarak kaya kütlesinde açılan kazı boşluğunun planlanan ilerleme yönünde (mevcut kazı yüzeyine paralel veya istenen açı (lar) dahilinde) İŞY oluşturulmakta ve bu yüzeyler üzerine mevcut şev yüzeyinde tanımlanan kesişme doğruları projeksiyonu. Oluşturulan yeni izafi kesitlerde önceki süreçlerin tekrarı,

6. EK ile ilgili tanımlayıcı modül: Hoek-Brown kayma çözümü. Aktüel ve her bir yeni oluşturulan izafi kesitlerde hem bireysel hem de her bir izafi yüzeyde ortalama emniyet katsayıların belirlenmesi. Deterministik ortalama emniyet katsayısının planlanan kazı yönünde profili,

7. Emniyet katsayısı ile ilgili istatistiksel modül: Aktüel ve her bir yeni oluşturulan izafi kesitlerde

MC Simulasyonu ile hem bireysel hem de her bir yüzeyde istatistiksel emniyet katsayıların bulunması ve olasılıklı emniyet katsayısının (oEK) planlanan kazı yönünde profili,

8. Karşılaştırma ve değerlendirme modülü: Kazı optimizasyonu ile ilgili olarak elde edilen tüm analiz sonuçların bir arada ve ayrı ayrı değerlendirildiği analizleri içermektedir.

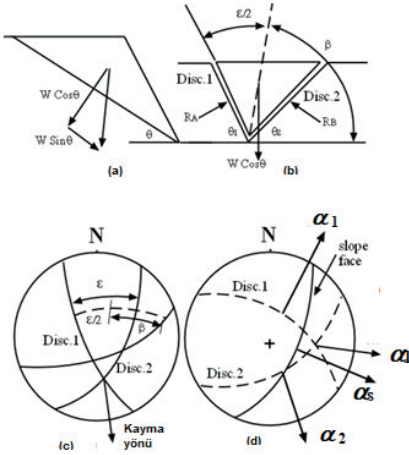
2.1. Duraylılık probleminde kamalanma yapıları

Süreksizliklerin geometrik özellikleri, yüksek kaya şevlerinin duraylılığını etkilemede belirleyici bir rol oynamaktadır. Ayrıca, kama türü kaymalar kaya şevlerinde yaygın yenilme türüdür. Bu genel yapı esas olarak süreksizlik yüzeylerinin şev yüzeyine göre konumları tarafından kontrol edilir. Kama (Tetrahedron kaya bloğu), şev görünür yüzleri üzerinde ortaya çıkarsa potansiyel olarak kararsızdır. Wyllie & Mah' a (2004) göre stereonet projeksiyon üzerinde, iki süreksizliğin kesişim doğrularının eğim yönü (α) iki süreksizliğin eğim yönleri (α_1 ve α_2) arasında ise iki yüzey üzerinde kayma; ve α_i , α_1 ve α_2 dışında ise, tek yüzey üzerinde kayma sözkonusudur (Şekil 2).

İki tür kama kayma modeli (tek ve çift yüzey üzerinde tetrahedronlar) yaygın olarak şev aynalarında gözlenmektedir. Bunlar; iki süreksizliğin yüzeyleri ve kesim doğrusu boyunca, iki düzlemde birinin eğim yönü boyunca oluşmakta ve geliştirilen modelde geometrik olarak tanımlanmaktadır.

Bu çalışmada klasik SDK analizlerinde yaygın olarak kullanılan Hoek ve Bray'ın yaklaşımı (Hoek & Bray, 1981; Hoek, 2000), (Eşitlik 1) kullanılmaktadır.

$$FS = \frac{(R_A - R_B) \tan \phi}{W \sin \theta} \quad (1)$$



Şekil 2. EK hesaplanmasında kullanılan kama yenilmesinin geometrik koşulları: (a) Kama ağırlığının çözümünü gösteren bir kamanın enine kesiti; (b) β , $\epsilon/2$ ve θ açılarının tanımları ve R_A ve R_B kayma düzlemlerindeki reaksiyonları gösteren bir kama yüzünün görünümü; (c) β ve $\epsilon/2$ açılarını gösteren stereo-net (Hoek & Bray, 1981); (d) kama ile ilgili kinematik durumun iki kayma yüzeyi üzerinde oluşma koşulları (Wyllie & Mah, 2004)

Çalışmada, doğal kama bloklarının serbest kaya şev yüzeylerinde tanımlanması, tetrahedron bloğun tek veya iki yüzeyi üzerinde kayma olasılığına bakılmaksızın, olasılık esaslı şev duraylılık çalışmasında dikkate alınmaktadır. Ayrıca kazı yönünde kazısı planlanan izafi şev yüzeyleri üzerinde bu yapıların ortaya çıkarılıp üzerlerinde sözü edilen analizler gerçekleştirilmiştir.

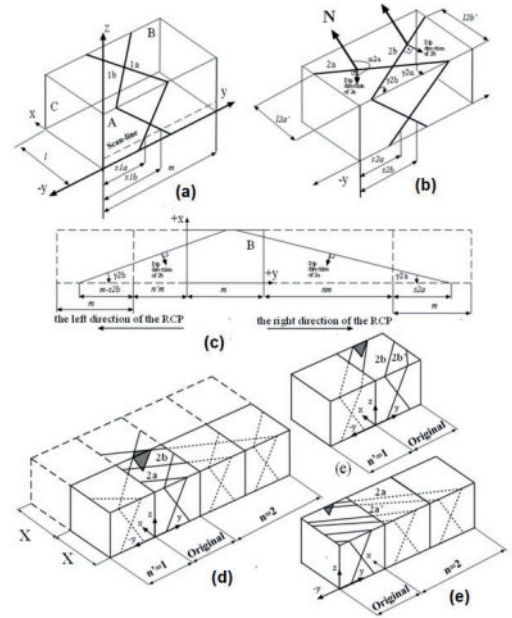
2.2. Planlanan kazı yönünde duraylılık profili

Modellemenin temel hedefi planlanan kazı yönünde olası kama yapılarının neden olacağı duraysızlıkları görsel, sayısal ve grafiksel olarak emniyet katsayısına göre tanımlamaktır. LIP-RM temsil ettiği kaya kütesinin TP içerisinde doğrusal geometrisi, içerdği süreksizliklerle beraber açık ocak, karayolu ve demiryolu şevleri gibi mühendislik yapılarına uyarlanabilmektedir.

Model oluşturulurken tüm süreksizliklerin doğrusal ve devamlı olduğu ve yerel ölçekte orijinal süreksizlik etüt hattının sağında ve solunda devam edebildiği kabulü yapılmaktadır. Şev arkasında belirli aralıklarla İŞY'leri varsayılarak kama yapıları bu izafi yüzeylere taşınmaktadır. Görünür ve her bir İŞY'ler üzerinde duraylılık analizleri yapılp bir duraylılık profili oluşturulmaktadır. Bu yaklaşım ve geliştirilen

yazılımı Şekil 3 (Turanboy vd., 2020) üzerinde açıklanmaktadır.

Bu tanımlama ile ilgili görseller, tabakalı bir kireçtaşından oluşan yol şevi (Şekil 4) üzerinden, bu yaklaşımla oluşturulan 3B görüntüleri (Şekil 5), kesişme hatlarına ilişkin görseller (Şekil 6) ve şev aynasından geriye doğru 10' ar m' lik üç kesit için İŞY ve üzerlerinde tanımlanan kamalar Şekil 7' de sunulmaktadır.



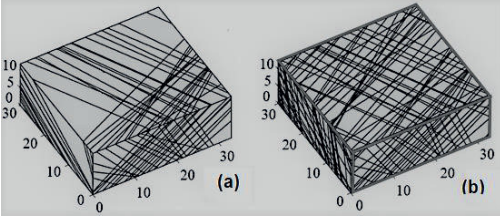
Şekil 3. Yaklaşım için açıklayıcı şekiller: a) TP içinde tamamen modellenebilen süreksizlik örnekleri (1a ve 1b); b)) TP içinde kısmen modellenebilen süreksizlik örnekleri (2a ve 2b); c)

Bu süreksizliklerin TP içinde tamamen modellenebilmesi TP'nin sağ ve sol yönde eklenmesi gerekli yeni TP'ler için kullanılan parametreleri gösterir plan diyagram (Gri yüzey original şevin üst yüzeyini göstermektedir.); Örnek olarak hesaplamalar sonucu; d) TP' nin soluna 1 ve sağına 2 yeni TP ekleneceği sonucuna ulaşılır ise; e) 2b ve 2b' türü süreksizliğin TP'nin en arka yüzeyinde modellenebilmesi; f) 2a ve 2a' türü süreksizliğin TP'nin en arka yüzeyinde modellenebilmesi durumları. (s1 ve s2: kümülatif aralık; m: TP'nin Y eksen boyutu; l: TP'nin X eksen boyutu; l2a' ve l2b': TP içinde kısmen modellenebilen süreksizliklerin X eksen boyutu (Bu iki parametre LIP-RM' den elde edilmektedir); n ve n': Sırasıyla TP'nin sağ ve soluna eklenmesi

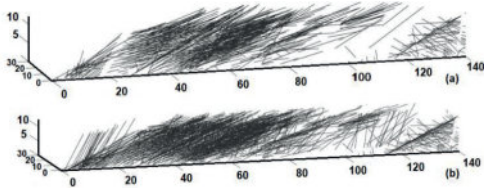
gerekten yeni TP sayısı. (bu örnekte sola 1 ve sağa 2 yeni TP eklenmiştir) (Turanboy vd., 2020).



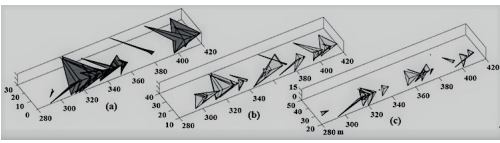
Şekil 4. Örneklenen kireçtaşıdan oluşan karayolu şevi



Şekil 5. Yaklaşık 30 m tarama hattı ölçümü sonucu: a) genişletilmemiş (orijinal ölçüm ile) ve b) genişletilmiş TP' lar



Şekil 6. a) Genişletilmemiş ve genişletilmiş TP' lar içinde kama blokların kesim doğruları



Şekil 7. Örneklenen karayolu şevinde genişletilmiş TP'lara göre: a) aktüel şev; geriye doğru ve aktüel şev yüzeyine paralel İŞY' ler, b) 10 m; c) 20 m' deki kamaların 3B görüntüleri

2.3. Monte Carlo (MC) Simülasyonu

Şev duraylılığında yenilme olasılığını belirlemenin bazı yöntemleri olsa da yaygın olarak kullanılan yöntem MC simülasyon (benzetim) analizleridir.

MC simülasyon analizleri klasik çözüm yöntemlerinin kullanılmadığı, analitik işlemleri karmaşık ve deneysel işlemleri pahalı olan problemleri kısa sürede belirli güvenlik

aralıklarında çözümünü amaçlayan ve belirli bir prosedürün tekrarlı uygulamasıdır.

Modelde yer alan diğer bir adım, kazı içindeki genişleme yönünde kazılacak mevcut ve (özellikle) yeni varsayımsal yüzeylerin duraysızlıklarını değerlendirmeyi amaçlayan MC simülasyonu analizlerini içerir. MC, literatürde şev duraylılık risk analizleri için güçlü bir araç olarak kabul edilmektedir. En basit MC yaklaşımı, verilen kararlılık analizi için her bir değişkenin diğer değişkenlerden bağımsız olarak ölçülen dağılımından rastgele seçilen tek bir değer aldığı varsaymaktır. Bu simülasyon sürecinde önemli olan nokta, rastgele dizideki değerlerin dağılım modelini yansıtmaması gerektiğidir. Bu koşul göz önüne alındığında, bir histogram olarak rastgele değerler dizisinin bir grafiği, ana dağılımla aynı şekle sahip olmalıdır (Priest, 1993).

Tüm MC analizleri seçilen kazı aralıklarına ve sayısına göre her bir İŞY için ayrı ayrı yapılmakta ve yine deterministik süreçte olduğu gibi, bu izafi yüzeylere atanıp incelenen şevin gerisine doğru olasılıklı bir profil oluşturulmaktadır. Kazı aralıkları önceden planlanan kazı aşamaları anlamında kullanılmaktadır.

3 ARAZİ ÇALIŞMALARI

Saha çalışmaları Konya-Afyon demiryolu güzergahında Bozdağ tünelinin Afyon çıkışındaki ve kireçtaşıdan oluşan şevleri üzerinde (Şekil 8) gerçekleştirilmiştir.



Şekil 8. Çalışma sahası Konya-Afyon demiryolu güzergahında konumlanan Bozdağ tünelinin Afyon çıkışındaki demiryolu boyunca uzanan şevler (ok 1B hat etüdünün doğrultusunu göstermektedir)

Öncelikle, tarama hattı analizinden 127 adet süreksizlik birincil veri olarak incelenen şev aynası üzerinden kaydedilmiştir. Bu veriler LIP-RM' nin girdisi olan eğim, eğim yönü ve süreksizlikler arası mesafe olup, stereonet analizleri gerçekleştirilerek 13 adet süreksizlik takımı tanımlanmıştır (Çizelge1).

Çizelge 1. Ölçüm sahasından elde edilen süreksizlik setleri

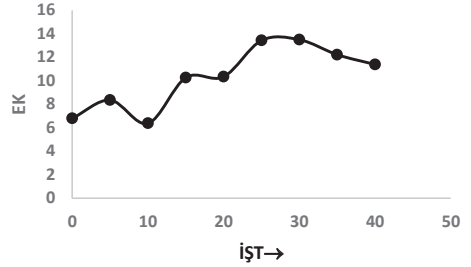
Set No	1	2	3	4	5	6	7
Eğim Yönü ⁰	320	280	269	343	352	66	180
Eğim ⁰	24	81	48	75	42	9	22
Set No	8	9	10	11	12	13	
Eğim Yönü ⁰	94	92	107	172	143	164	
Eğim ⁰	32	62	59	52	81	86	

Çalışmanın sonuçları incelenen ve üretilen sanal kesitlerden elde edilen ortalama EK için oluşturulan deterministik profil ve aynı şekilde MC eğrileri, incelenen ve üretilen sanal kesitlerden elde edilen OYF (Olasılıklı Yoğunluk Fonksiyonu (PDF)) ve EYF (Eşlenik Yoğunluk Fonksiyonu (CDF)) eğrileri 10.000 iterasyon sonucunda elde edilmektedir. Ayrıca her bir genişletilmiş ve genişletilmemiş TP' ler için tanımlanan kama sayıları, tek yüzey ve çift yüzey üzerindeki tetrahedronlar halinde sunulmaktadır. Ayrıca süreksizlik içsel sürtünme açılarının (ϕ) kireçtaşı için iyimser ve kötümser senaryolar için iki olası durumu dikkate alınmakta ve İŞY'lerde şev açılarının incelenen şev ile aynı olacağı varsayılmıştır.

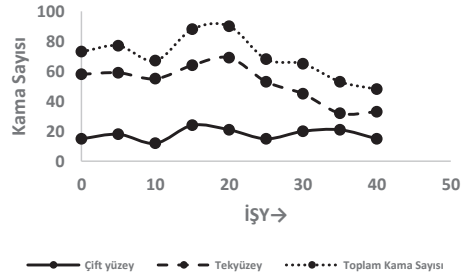
Çalışma öncelikle model girdi ve çıktıların bir dağılım türüne uydurulması ve bunlara ilişkin testleri yerel ölçekte, süreksizliklerin konumlarıyla birlikte orijinal şev yüzeyi dışında da devam edegeldiği varsayımına dayanmaktadır. Bir başka deyişle, ölçüm hattı boyunca alınan veri genelleştirilmiştir. Böylece, sadece kaya kütlelerinin görünür yüzeyinden elde edilen veri kullanılarak kaya kütlelerinin kazısının planlandığı tüm aşamaları kapsayacak şekilde olası duraysızlıkların belirlenmesi amaçlanmıştır.

Örnekleme bölgesinden elde edilen karot örnekleri Konya Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği, Kaya Mekaniği Laboratuvarı'nda direkt makaslama deneyleri sonucu içsel sürtünme açılarının (ϕ) 14.3° ve 56.3° derece arasında değiştiği belirlenmiştir (Özkan, 2019). Bu iki değer, geliştirilen modelde, örneklenen kaya şevinin duraylılığı açısından iyimser ve kötümser senaryolarının oluşturulmasında kullanılmıştır.

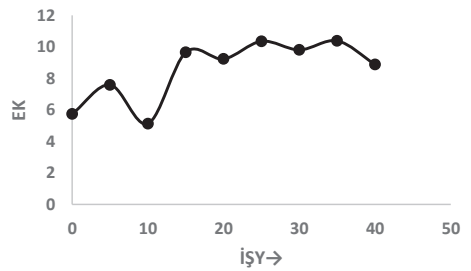
Geliştirilen model kullanılarak, örneklenen demiryolu şevi için değerlendirmede kullanılan grafiklerden kritik olanları Şekil 9-15' de sunulmuştur.



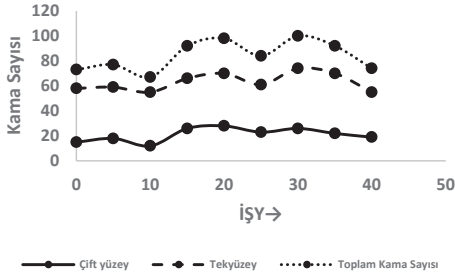
Şekil 9. İyimser- Genişletilmemiş TP için klasik EK-İŞY profil eğrisi



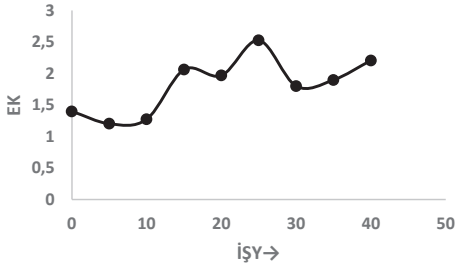
Şekil 10. İyimser - Genişletilmemiş TP için Klasik Kama Sayısı - İŞY profil eğrileri



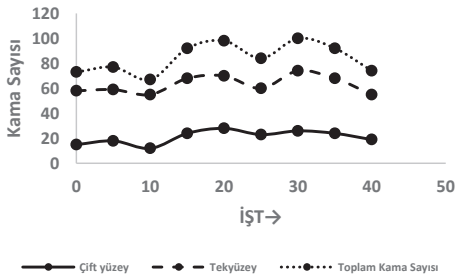
Şekil 11. İyimser - Genişletilmiş TP için Klasik EK - İŞY profil eğrisi



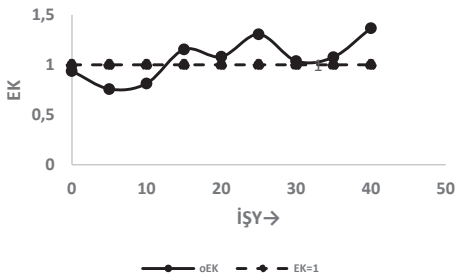
Şekil 12. İyimsir - Genişletilmiş TP için Klasik Kama Sayısı - İŞY profil eğrileri



Şekil 13. Kötümser - Genişletilmiş TP için Klasik EK - İŞY profil eğrisi



Şekil 14. Kötümser - Genişletilmiş TP için Klasik Kama Sayısı - İŞY profil eğrileri



Şekil 15. Kötümser - Genişletilmiş TP için oEK - İŞY profil eğrisi.

EK=1 eğrisi değerlendirme için eklenmiştir.

4. SONUÇ ve DEĞERLENDİRMELER

Elde edilen sonuçlara göre aşağıdaki değerlendirmeler yapılmıştır;

1. Kama tipi kayma analizlerinin yapıldığı bu modelleme çalışmasında tüm kama sayısı-EŞY, klasik içsel sürtünme açılarına bağlı olarak iyimsir ve kötümser senaryolu EK- İŞY ve oEK-EŞY eğrilerde dalgalanmalar dramatik iniş çıkışlar şeklinde açıkça görülmektedir. Bunun neden, şev aynasının gerisine doğru alınan İŞY' ler üzerindeki kama sayısı, EK ve oEK' lerdeki değişim olduğu açıktır.

2. İyimsir-Genişletilmiş ve genişletilmemiş TP modellerinde klasik EK- EŞY dağılımlarda geriye doğru artış söz konusudur (Şekil 9 ve 11). Bu durum bu modele göre örneklenen kaya şevinin arkasının kama türü kaymalar açısından daha duraylı olacağını göstermektedir.

3. Kama sayılarında artış görülmektedir (Şekil 9-10, Şekil 11-12 ve Şekil 13-14). Bir başka ifadeyle genişletilmiş TP uygulaması ile kamalar kaya şevinin arkasına taşınabilmektedir.

4. Klasik kayma koşulu için EK değeri kazı profilleri yönünde genel bir artış söz konusudur (Şekil 9 ve 11).

5. Şekil 15' de sunulan oEK-İŞY ve EK= 1 eğrisi ile kötümser yaklaşımda örneklenen şevin aynaya yakın kısımlarının daha duraysız olduğu açıkça görülmektedir.

Bu çalışmayla, şev duyarlık analizleri arasında niteliksel bir kıyaslamalı kriter oluşturulmaya çalışılmıştır. Mevcut duraylılığın değerlendirildiği veya kazı plan sürecinde alternatif stratejilerin oluşturabileceği kapsamlı bir modeli ortaya koymak amaçlanmıştır.

Mühendislik kazı işlemlerinde; planlanan kazı yönünde duraylılık açısından şev açılarının ne olması gerektiği, açılacak boşluğun boyutları gibi kritik kararlar, ekonomi ve emniyetli çalışma için önemlidir. Geliştirilen model, kazısı planlanan ve duraysızlığı önceden belirlenen şevlerin eğim açılarının düşürülmesi ve/veya tahkimat elemanlarının tasarımı gibi mühendislik uygulamalarına da ışık tutacak niteliktedir.

Bu çalışmanın sonuçları sadece ölçüm hat etüdü ile elde edilebilen veriler ile gerçekleştirilmiştir. Model, detaylı arazi tetkik yöntemleri ile elde edilecek verilere de uyarlanabilecek özelliktedir.

Şüphesiz kaya kütle kazı uygulamalarında mekanizasyon ve patlatmalarla, planlanan kazı yönünde yeni kırık çatlaklar içeren zayıf düzlem ve zonların oluşması söz konusu olacaktır. Ancak geliştirilen model, orijinal kaya kütlelerinin mevcut ve planlanan kazı yönünde olası duraysızlıkları

hızlı ve pratik olarak değerlendirebilecek özelliktedir.

KAYNAKLAR

- Düzgün, H.S.B. and Bhasin, R.K., 2009. Probabilistic stability evaluation of Oppstadhornet Rock Slope, Norway. *Rock Mechanics and Rock Engineering*. 42(5), 729–749.
- Einstein, H. H., Baecher, G. B. 1983. Probabilistic and statistical methods in engineering geology. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, (16) 1, 39–72.
- El-Ramly, H., Morgenstern N.R. and Cruden D.M., 2002. Probabilistic slope stability analysis for practice. *Canadian Geotechnics. J.* (39)3, 665–683
- Feng, X.T. and Hudson, J.A., 2011. *Rock engineering design*. CRC Press, London, 468 P.
- Gibson, W., 2011. Probabilistic methods for slope analysis and design. *Australian Geomechanics*, (46)3, 1-11.
- Goodman, R.E., 1989. *Introduction to rock mechanics*. John Wiley and Sons, New York, 2nd edn., 562 p.
- Gökçeoğlu, C., Sönmez, H. and Ercanoğlu, M., 2000. Discontinuity controlled probabilistic slope failure risk maps of the Altındag (settlement) region in Turkey. *Engineering Geology*, 55(4), 277-296.
- Harr, M.E., 1989. Probabilistic estimates for multivariate analyses, *Applied Mathematical Modelling*, 13(5), 313-318.
- Hoek, E. and Bray, J.W., 1981. *Rock slope engineering*, 3rd ed., Institution of Mining and Metallurgy, London, 358 p.
- Hoek, E., 2000. *Practical Rock Engineering*, Course notes by Evert Hoek. <http://www.rocksience.com>
- Özkan, İ., 2019. TCDD Konya Afyon güzergahı Bozdağ mevkiinde gerçekleştirilen üç karotlu sondaja bağlı kaya mekaniği deneyleri ve kaya kütle sınıflandırma çalışmaları, *Teknik Rapor*. 44 s.
- Piteau, D.R., 1972. Engineering geology considerations and approach in assessing the stability of rock slopes. *Bulletin of the Association of Engineering Geologists*, 9, 301–320.
- Piteau, D.R. and Martin, D.C., 1977. Slope stability analysis and design based on probability techniques at Cassiar Mine. *CIM Bulletin*, 139–150.
- Priest, S.D. 1993. *Discontinuity analysis for rock engineering*, Chapman and Hall, London, 473 p.
- Suchomel R. and Mašin, D., (2010). Comparison of different probabilistic methods for predicting stability of a slope in spatially variable $c-\phi$ soil. *Computational Geotechnics*, (37)1-2, 132–140.
- Tamimi, S., Amadei, B. and Frangopol, D., 1989. Monte Carlo simulation of rock slope reliability. *Computational Structures*. 33(6), 1495-1505.
- Turanboy, A. and Ülker E., 2008. LIP-RM: an attempt at 3D visualization of in situ rock mass structures. *Computational Geosciences*. 12(2), 181–192.
- Turanboy, A, Ülker, E and Küçüksütçü, C.B., 2020. A new stability approach using probabilistic profile along direction of excavation, *Journal of Mining and Environment*, 11(1), 1-20.
- Wyllie, D.C. and Mah, C.W., 2004. *Rock slope engineering*. 4th edn. Spon, London, 425p.

Bir alçıtaşı açık ocağında RMR ve Q kaya kütle sınıflama sistemlerini kullanarak şev duraylılığı değerlendirmesi

Slope stability assessment using RMR and Q rock mass classification systems in a gypsum open-pit mine

A. Ceylanoğlu, B. Erdem & B. Şengün

Sivas Cumhuriyet Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Sivas

ÖZET: Bu çalışmada, bir alçıtaşı açık ocağında şev duraylılığına yönelik gözlem, ölçüm ve incelemeler yapılmıştır. Arazi çalışmaları sırasında kaya kütle sınıflama sistemlerine (RMR ve Q) yönelik veriler alınmıştır. Ocağın basamak aynalarının değişik noktalarında süreksizliklerin aralığı, devamlılığı ve sayısı ile bunların yüzey dalgahlığı, pürüzlülüğü, açıklığı ve dolgu durumunu belirlemeye yönelik çalışmalar gerçekleştirilmiş, ölçümler yapılmış ve ana kayadan blok numuneler alınmıştır. Öncelikle kütle ve malzeme özellikleri kullanılarak RMR ve Q kaya sınıflama sistemlerine göre çalışılan noktalar değerlendirilmiş ve MRMR ve Q-slope değerleri belirlenmiştir. Daha sonra, ocak koşulları, üretim yöntemi, kaya kütle/malzeme özellikleri ve şev duraylılığına yönelik çalışma sonuçları dikkate alınarak basamak yüksekliği, genişliği ve şev açısı belirlenmiştir. Ayrıca bu çalışma sonuçları ışığında nihai genel şev açısının 45° olarak uygulanması önerilmiştir.

ABSTRACT: In the context of this study, observations, measurements and investigations were made for the slope stability in a gypsum open-pit mine. During the field studies, data for rock mass classification systems (RMR and Q) were obtained. Studies were carried out to determine the spacing, continuity and number of discontinuities, and their surface waviness, roughness, aperture and gouge condition at different points of the bench faces of the open-pit and measurements were done and block samples were taken from the bedrock. Initially, using the mass and material properties, the studied points were evaluated according to the RMR and Q rock classification systems, and the MRMR and Q-slope values were determined. Then, the bench height, width and slope angle were determined by considering the pit conditions, production method, rock mass/material properties and the results of slope stability. Furthermore, in view of the results of this study, it was suggested that the overall slope angle should be applied as 45°.

1 GİRİŞ

Kaya kütle özelliklerinin karakterizasyonu için kullanılan kaya kütle sınıflama sistemleri açık ocak şev duraylılığı çalışmalarında da dikkate alınmaktadır. Bu sınıflama sistemleri inşaat ve maden projelerinin ön tasarım ve tasarım aşamalarında mühendisler tarafından yaygın biçimde kullanılmaktadır. Mevcut sınıflama sistemleri kaya kütlelerinin davranışını etkileyen kütle ve malzeme özelliklerini analiz ederek, nitelik gözlem ve ölçümlerinden sayısal puanlama sağlamaktadır. Şev duraylılığı; şev açıları, şev yükseklikleri, basamak genişlikleri, kaya kütle ve malzeme özellikleri, kaya kütlelerinin jeolojik yapısı, gerilme koşulları, yeraltı suyu, tektonizma, patlatma kaynaklı sismik olaylar ile iklim ve ayrışma koşullarından önemli ölçüde etkilenmektedir.

Bu çalışmada, bir alçıtaşı açık ocağı için iki farklı sınıflama sistemi (RMR ve Q) dikkate alınarak şev duraylılığı değerlendirmesi yapılmıştır.

2 ARAZİ VE LABORATUVAR ÇALIŞMALARI

2.1 Çalışılan ocağın tanıtımı

Ankara ili Elmadag ilçesinde bulunan alçıtaşı açık ocağında basamak yükseklikleri 15 – 20 m arasında değişen dört şev oluşturulmuş olup bu şevlerin basamak genişlikleri ortalama 10 m'dir (Şekil 1).

2.2 Arazi çalışmaları

Alçıtaşı açık ocağında gözlem, inceleme ve ölçümler, birincisi üst, ikincisi ve üçüncüsü orta basamakta ve dördüncüsü alt basamakta olmak

üzere dört basamak aynasında yapılmıştır (Ceylanoğlu vd., 2020). Bu ölçümlerde süreksizliklerin özellikleri ayrıntılı biçimde belirlenmiş ve yerinde Schmidt sertliği deneyleri yapılmıştır (Şekil 2). Ayrıca, ana kayayı temsil eden uygun boyutta numuneler alınmıştır.



Şekil 1. Ankara-Elmadag ilçesi mücavirindeki alçıtaşı ocağı girişi



Şekil 2. 1 no'lu gözlem ve ölçüm noktası.

Schmidt sertliği deneyleri, arazi çalışmaları sırasında basamak aynalarında (Ölçüm No:1, 2, 3 & 4) dört ayrı lokasyonda, beheri en az 20 adet örnekleme üzerinden yerinde yapılmıştır (Şekil 2). Yerinde Schmidt sertliği deney sonuçları Çizelge 1'de verilmiştir.



Şekil 3. Yerinde Schmidt sertliği belirleme deneyi.

Çizelge 1. Yerinde Schmidt sertliği deney sonuçları.

Deney lokasyonu	Kaya birimi	Schmidt sertliği (Adet)
1. ölçüm noktası	Alçıtaşı	31.97 ± 3.62 (26 – 40)* (24)
2. ölçüm noktası	Alçıtaşı	31.30 ± 5.31 (20 – 42)* (25)
3. ölçüm noktası	Alçıtaşı	32.46 ± 5.10 (18 – 40)* (22)
4. ölçüm noktası	Alçıtaşı	31.80 ± 4.68 (22 – 42)* (22)
Ortalama	Alçıtaşı	31.85 ± 4.73 (18 – 42)*

*Minimum ve maksimum değerler parantez içinde verilmiştir.

2.3 Laboratuvar çalışmaları

Çalışılan kaya birimlerinin bazı önemli fiziksel ve mekanik özelliklerini belirlemek için Sivas Cumhuriyet Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü Kaya Mekaniği Laboratuvarı'nda yoğunluk, nem oranı ve nokta yükü deneyleri ISRM (1981) standartlarına uygun olarak gerçekleştirilmiştir. Deneylerden elde edilen veriler değerlendirilmiş ve sonuçları toplu halde Çizelge 2'de verilmiştir.

2.4 Kaya birimlerinin RQD değerleri

Ocaktaki ölçüm noktalarını temsil eden sondaj bulunmadığından, kaya biriminin ortalama kaya kalitesi belirteci (RQD), yerinde ölçülen ortalama süreksizlik aralığı ile RQD arasında literatürde verilen ilişkiden faydalanılarak belirlenmiştir (Şekil 4). Belirlenen RQD değerleri Çizelge 3'de verilmiştir.

3 KAYA BİRİMLERİNİN SINIFLANDIRILMASI

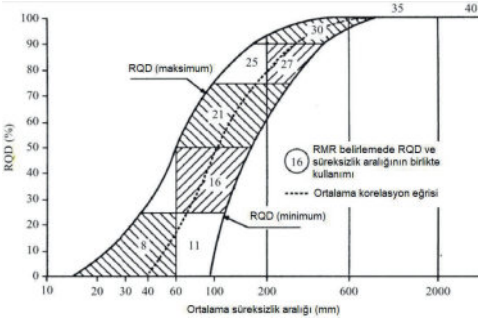
3.1 Çalışılan kaya birimlerinin malzeme sınıflamalarına göre sınıflandırılması

Literatürde, kaya malzeme özellikleri dikkate alınarak yapılan birçok kaya malzeme sınıflaması bulunmaktadır. Bunlar arasında Kaya kalitesi belirteci (RQD), Schmidt sertliği ve tek eksenli basınç dayanımı (TEBD) en sık kullanılan sınıflamalardır.

Çizelge 2. Kaya mekaniği laboratuvar deney sonuçları.

Özellikler	Ortalama
Doğal Yoğunluk (g/cm ³)	2.27±0.01 (2.22 – 2.32)*
Mineral Tane Yoğunluğu (g/cm ³)	2.30±0.00 (2.30 – 2.31)*
Nem Oranı (%)	17.42±2.13 (14.61 – 20.15)*
Nokta Yükü Dayanımı I _{s(50)} (MPa)	3.45±0.83 (1.71 – 5.21)*
Tek Eksenli Basınç Dayanımı (MPa)	75.86±18.19 (37.55 – 114.58)
Dolaylı (Brazilian) Tek Eksenli Çekme Dayanımı (MPa)	4.31±1.03 (2.13 – 6.51)

*Minimum ve maksimum değerler parantez içinde verilmiştir.



Şekil 4. RQD ve süreksizlik aralığı arasındaki ilişki (Priest ve Hudson, 1976).

Çizelge 3. Kaya kalitesi belirteci değerleri.

Lokasyon (Ölçüm No)	RQD (%)
1	99.53
2	99.22
3	99.39
4	99.74
Ortalama	99.47

Çalışılan kaya birimleri yerinde ve laboratuvarda yapılan deneylerden elde edilen malzeme özellikleri kullanılarak, yukarıdaki kaya malzeme sınıflamalarına göre sınıflandırılmıştır (Çizelge 4). Kaya birimlerinin kaya kalitesi belirtecine göre sınıflandırılmasında Deere ve Miller (1966) sınıflamasından yararlanılmıştır. Buna göre kaya birimlerinin kalitesinin çok iyi sınıfta yer aldığı görülmüştür. Kaya birimlerinin Schmidt sertliğine göre sınıflandırılmasında ISRM (1978) sınıflamasından yararlanılmıştır. L-tipi Schmidt çekici ile bulunan sertlik değeri ISRM'ye (1981)

göre değerlendirilmiş ve kaya birimleri, “az sert” sınıfında yer almıştır. Kaya birimlerinin tek eksenli basınç dayanımına (TEBD) göre sınıflandırılmasında ISRM (1981) sınıflamasından yararlanılmıştır. Kaya birimleri tek eksenli basınç dayanımı ISRM (1981) sınıflamasına göre “orta dayanımlı” olduğu görülmüştür. Ayrıca, kaya birimi RMR ve Q kaya sınıflama sistemlerine göre sınıflandırılmıştır.

Çizelge 4. Kaya birimlerinin malzeme sınıflamalarına göre sınıfları.

Lokasyon (Ölçüm No)	RQD	Schmidt Sertliği	TEBD (MPa)
1	Çok iyi (99.53)	Az sert (31.97)	Orta dayanımlı (72.40)
2	Çok iyi (99.22)	Az sert (31.30)	Orta dayanımlı (74.81)
3	Çok iyi (99.39)	Az sert (32.46)	Orta dayanımlı (78.81)
4	Çok iyi (99.74)	Az sert (31.80)	Orta dayanımlı (77.44)

3.2 Jeomekanik sınıflama sistemine (RMR) göre değerlendirme

Bieniawski (1989) tarafından geliştirilen Jeomekanik Kaya Kütleli Sınıflama Sistemi ya da Kaya Kütleli Değerlendirme Sistemi'nde (RMR), temel RMR değerinin belirlenmesinde kayanın dayanımı (nokta yükü dayanım indisi veya tek eksenli basınç dayanımı), RQD, süreksizlik aralığı, süreksizliklerin durumu ve yeraltı suyu durumu olmak üzere toplam 5 parametrenin değeri kullanılmaktadır. RMR sistemini uygulamak için araştırma yapılan ocaktaki kaya kütleli yapısal bölgelere ayrılmakta olup bu yapısal bölgeler, içlerinde kaya yapısının (kaya malzemesi ve süreksizliklerin) aşağı yukarı aynı olduğu zonlardır. Arazideki ölçüm noktalarından ve laboratuvar çalışmalarından elde edilen söz konusu parametrelerin değerleri kullanılarak, ocakta en düşük RMR değeri 50 (Vasat) olarak belirlenmiştir (Çizelge 5).

3.3 Q sistemine göre sınıflama

Barton vd. (1974) tarafından geliştirilen Q-Sistemi; RQD, süreksizlik takımı sayısı, süreksizlik pürüzlülük durumu, süreksizlik ayrışma durumu,

süreksizlik suyu indirgeme faktörü ve gerilme indirgeme katsayısı olmak üzere toplam 6 parametrenin değerini kullanmaktadır. Q-sistemini uygulamak için araştırma yapılan galeri veya tünel boyunca kaya kütlesi yapısal bölgelere ayrılmakta olup bu yapısal bölgeler, içlerinde kaya yapısının aşağı yukarı aynı olduğu zonlardır. Arazi ve laboratuvar çalışmalarından elde edilen söz konusu parametrelerin değerleri kullanılarak ocaktaki en düşük Q değeri 1.41 (Zayıf) olarak belirlenmiştir (Çizelge 6)

Çizelge 5. RMR'ye göre sınıflandırma (Bieniawski, 1973).

Kaya tanımı	RMR	Lokasyon (Ölçüm No)	RMR Sınıfı
Çok zayıf	<20	1	Vasat (52)
Zayıf	21 – 40		
Vasat	41 – 60	2	Vasat (50)
İyi	61 – 80	3	Vasat (55)
Çok iyi	81 – 100	4	Vasat (54)

Çizelge 6. Q-sistemine göre sınıflandırma (Barton, vd., 1974).

Kaya tanımı	Q	Lokasyon (Ölçüm No)	Q Sınıfı
Olağanüstü zayıf	<0.01	1	Zayıf (1.42)
Son derece zayıf	0.01 – 0.1		
Çok zayıf	0.1 – 1.0	2	Zayıf (1.41)
Zayıf	1.0 – 4.0		
Orta	4.0 – 10.0	3	Zayıf (1.43)
İyi	10.0 – 40.0		
Çok iyi	40.0 – 100.0	4	Zayıf (1.43)
Son derece iyi	100.0 – 400.0		
Olağanüstü iyi	400.0 – 1000.0		

4 ŞEV DURAYLILIĞININ DEĞERLENDİRİLMESİ

Kaya kütle özelliklerinin karakterizasyonu için kullanılan kaya kütle sınıflama sistemlerinden açık ocak şev duraylılığı çalışmalarında da yararlanılmaktadır. Bu sınıflama sistemleri inşaat ve maden projelerinin ön tasarım ve tasarım aşamalarında yaygın biçimde kullanılmaktadır. Mevcut sınıflama sistemleri kaya kütlelerinin davranışını etkileyen kütle ve malzeme özelliklerini analiz ederek, nitelik gözlem ve ölçümlerinden sayısal puanlama sağlamaktadır.

Açık ocaklarda şev duraylılığı; şev açıları, şev yükseklikleri, basamak genişlikleri, kaya kütle ve malzeme özellikleri, jeolojik yapı, gerilme koşulları, yeraltı su durumu, patlatma ile iklim ve ayrışma koşullarından önemli ölçüde etkilenmektedir.

Bu kapsamda, çalışılan ocak için iki farklı sınıflama sistemi (RMR ve Q) dikkate alınarak şev duraylılığı değerlendirilmesi yapılmıştır.

4.1 Jeomekanik sınıflama sistemine (RMR) göre değerlendirme

Alçıtaşı açık ocağı Ankara ilinin kayalık zemin üzerinde bulunan Elmadağ ilçesi sınırları içinde olup 2. ve 3. derece deprem bölgesindedir. Kuzey Anadolu Fay Hattı'nın (KAFS) Ankara il merkezine uzaklığı harita üzerinde yaklaşık 115 km'dir. Ankara ili ve yerleşkelerini son yüzyıl içinde etkilemiş olan önemli depremler, sırasıyla; 6.6 büyüklüğündeki 19 Nisan 1938 Akpınar (Kırşehir) depremi, 7.4 büyüklüğündeki 1 Şubat 1944 Gerede depremi, 4.7 büyüklüğündeki 21 Nisan 1983 Köşker (Kulu) depremi, 6.1 büyüklüğündeki 6 Haziran 2000 Orta (Çankırı) depremi, 4.3 büyüklüğündeki 22 Ağustos 2000 Uruş (Ankara) depremi, 4.0 büyüklüğündeki 27 Şubat 2003 Çamlıdere (Ankara) depremi, 5.2 büyüklüğündeki 31 Temmuz 2005, 5.6 büyüklüğündeki 20 Aralık 2007 ve 5.5 büyüklüğündeki 27 Aralık 2007 Afşar (Bala-Ankara) depremleridir. Bu bilgiler ışığında, ocak sahasının tehlikeli deprem bölgesinde olmadığı öngörülmüştür. Ocağın 50 m derinliğinde olması nedeniyle ocak basamakları üzerindeki yükten kaynaklanan arazi gerilmelerinin oldukça düşük olduğu kabul edilmiştir ($A_s = 1.0$). Üretim için patlayıcı madde kullanılmamaktadır ve mekanik kazı sistemi uygulanmaktadır. Bu nedenle patlatma hasarı için ayarlama yapılmamıştır ($A_B = 1.0$). Ancak arazi gözlemleri sırasında basamak aynalarında süreksizlik takımlarına rastlanmıştır ($S = 0.9$). Bu nedenle, belirlenen RMR değerleri 0.90 katsayısı kullanılarak düzeltilmiş ve Madencilik RMR değerleri belirlenmiştir (Çizelge 7).

Haines ve Terbrugge (1991) tarafından şev açısı ve şev yüksekliği belirlemek için geliştirilen abak, Madencilik RMR'sine dayanmakta olup 20 yıldır yaygın biçimde kullanılmaktadır (Şekil 5). Belirlenen MRMR değerleri ve MRMR abağı kullanılarak elde edilen sonuçlar Çizelge 8'de verilmiştir. Ölçüm noktalarındaki kaya birimleri RMR sınıflama sistemine göre vasat sınıfındadır. Şev açısı 66.5° olarak ölçülen en yüksek basamağın (15.0 m) incelendiği 4 no'lu ölçüm

noktasında, MRMR sistemine göre basamak şev açısı; emniyet faktörü 1.50 için 53°, emniyet faktörü 1.20 için ise 63° belirlenmiştir. Genel şev açısı belirlenmesine yönelik değerlendirme sonuçları ise Çizelge 9’da verilmiştir.

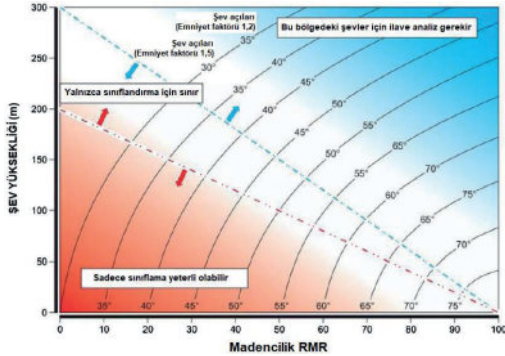
Çizelge 7. Madencilik RMR değerleri.

Kaya tanımı	RMR	Lokasyon (Ölçüm No)	RMR Sınıfı	MRMR Değeri
Çok zayıf	<20	1	Vasat (52)	47
Zayıf	21 - 40	2	Vasat (50)	45
Vasat	41 - 60	3	Vasat (55)	50
İyi	61 - 80	4	Vasat (54)	49
Çok iyi	81 - 100			

Çizelge 8. Alçıtışı ocağındaki ölçüm noktalarının MRMR’ye göre basamak şev duraylılığı değerlendirme sonuçları.

Lokasyon (Ölçüm No)	Ölçüm Sonuçları			MRMR Abağına Göre Duraylı Basamak Şev Açısı (°)	
	*H (m)	**α (°)	MMR Değeri	Emniyet Faktörü (EF) = 1.20	Emniyet Faktörü (EF) = 1.50
1	11	77.1	47	61	53
2	10	69.7	45	59	52
3	10	65.3	50	64	54
4	15	66.5	49	63	53

*H: Şev yüksekliği **α: Basamak şev açısı



Şekil 5. Şev açısı ve şev yüksekliği belirlemek için MRMR abağı (Haines ve Terbrugge, 1991).

Çizelge 9. Alçıtışı ocağındaki ölçüm noktalarının MRMR’ye göre genel şev duraylılığı değerlendirme sonuçları.

Ocak Şevleri	Şev Yüksekliği (m)	MRMR Abağına Göre Genel Şev Açısı (°)			
		MRMR Değeri	Genel Şev Açısı	Emniyet Faktörü (EF) = 1.20	Emniyet Faktörü (EF) = 1.50
Kuzeybatı (KD-GB)	43	50	33.3	62	53
Ocak ortası (KKD-GGB)	44	47	31.1	59	52
Güneydoğu (K-G)	37	45	46.4	58	52

4.2 Q-sistemine göre değerlendirme

Q-sistemi kullanılarak geliştirilen Q-slope yöntemi yaygın olarak açık ocak şev duraylılığı değerlendirilmelerinde kullanılmaktadır (Bar ve Barton, 2016) (Şekil 6). Q-sisteminde olduğu gibi Q-slope için de benzer parametreler kullanılmaktadır.

Aşağıdaki üç parametrenin fonksiyonu olarak ifade edilen Q-slope, Eşitlik 1 ve Eşitlik 2 ile hesaplanabilmektedir. Ölçüm noktaları için hesaplanan Q-slope değerleri Çizelge 10’da verilmiştir. Bu değerlere bağlı basamak şev ve genel şev duraylılığı değerlendirme sonuçları, sırasıyla Çizelge 11 ve Çizelge 12’de verilmiştir.

$$Q_{slope} = \left(\frac{RQD}{J_n} \right) \cdot \left(\frac{J_r}{J_a} \cdot Q_f \right) \cdot \left(\frac{J_{wice}}{SRF_{slope}} \right) \quad (E1)$$

$$SRF_{slope} = SRF_a \cdot SRF_b \cdot SRF_c \quad (E2)$$

Burada;

1. Blok boyutu : (RQD/J_n)
 2. Makaslama dayanımı : (J_r/J_a)
 3. Dış faktörler ve gerilme: (J_w/SRF_{slope})
- Q_f : Süreksizlik oryantasyon faktörü
 J_{wice} : Çevre ve jeolojik durum sayısı
 SRF_{slope} : Dayanım indirgeme faktörü
 SRF_a : Fiziksel durum sayısı
 SRF_b : Gerilme ve dayanım sayısı
 SRF_c : Majör süreksizlik sayısı

Çizelge 10. Q-slope değerleri.

Kaya tanımı	Q	Lokasyon (Ölçüm No)	Q Sınıfı	Q-slope Değeri
Olağanüstü zayıf	<0.01	1	Zayıf (1.42)	0.727
Son derece zayıf	0.01 – 0.1	2	Zayıf (1.41)	0.721
Çok zayıf	0.1 – 1.0		Zayıf (1.41)	
Zayıf	1.0 – 4.0		Zayıf (1.43)	
Orta	4.0 – 10.0	3	Zayıf (1.43)	0.732
İyi	10.0 – 40.0		Zayıf (1.43)	
Çok iyi	40.0 – 100.0	4	Zayıf (1.43)	0.732
Son derece iyi	100.0 – 400.0		Zayıf (1.43)	
Olağanüstü iyi	400.0 – 1000.0		Zayıf (1.43)	

Çizelge 11. Alçıtaşı ocağındaki ölçüm noktalarının Q-slope'a göre basamak şev duraylılığı değerlendirme sonuçları.

Lokasyon (Ölçüm No)	Basamak Yüksekliği (m)	Basamak Şev Açısı (°)	Q-slope Değeri	Q-slope Abağına Göre Duraylı Basamak Şev Açısı (°)
1	11	77.1	0.727	62.23
2	10	69.7	0.721	62.16
3	10	65.3	0.732	62.29
4	15	66.5	0.732	62.29

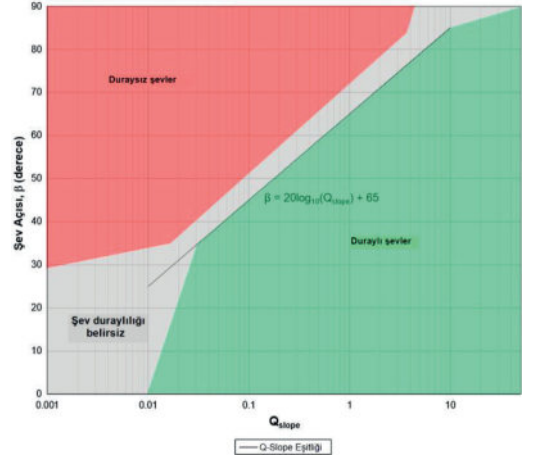
4.3 Ocak şev duraylılığının genel değerlendirilmesi

Q-slope abağının şev yüksekliğinin 30 m'den düşük olduğu durumlarda şev açısını belirlemek için kullanılması önerildiğinden, ocak genel şev açısının belirlenmesinde MRMR sistemi ve şev duraylılığı değerlendirme sonuçları dikkate alınmıştır. Ocağın en derin olduğu ocak ortası kesit hattında genel şev yüksekliği 44 m ve genel şev açısı 31.10°'dir.

Üretim yöntemi (hidrolik ekskavatör ve kamyon), kaya kütle özellikleri ve şev duraylılığına yönelik çalışma sonuçları dikkate alınarak basamak yüksekliği 10 m, basamak genişliği 6 m ve basamak şev açısı 56° olarak belirlenmiştir. Bu durumda ocak çalışma eğimi en fazla 38.22° olarak gerçekleşmektedir (Şekil 7). Ancak işletme sırasında daha geniş basamaklarda çalışılarak, ocak çalışma eğiminin düşürülmesinde yarar vardır. Şev güvenliği açısından basamaklar, ocağın en üst kısmından itibaren oluşturulmaya başlanmalıdır.

Kaya biriminin malzeme özellikleri, yerinde yapılan gözlem ve incelemeler sonucu belirlenen kütle özellikleri ve şev duraylılığı çalışma sonuçları dikkate alınarak, nihai genel şev açısının

45° olarak uygulanması uygun bulunmuştur (Şekil 8).

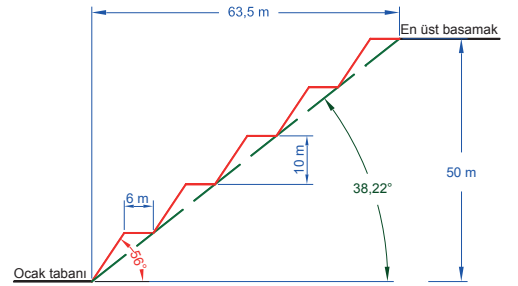


Şekil 6. 30 m'den düşük şev yüksekliklerinde şev açısını belirlemek için kullanılan Q-slope duraylılık abağı (Bar ve Barton, 2016).

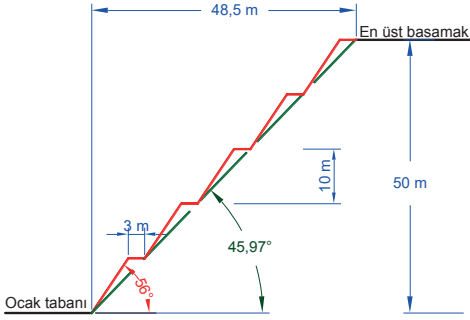
Çizelge 12. Alçıtaşı açık ocağının Q-slope'a göre genel şev duraylılığı değerlendirme sonuçları.

Ocak Şevleri	*Şev Yüksekliği (m)	Genel Şev Açısı (°)	Q-slope Değeri	Q-slope Abağına Göre Duraylı Genel Şev Açısı (°)
Kuzeybatı (KD-GB)	43	33.3	0.732	62.29
Ocak ortası (KKD-GGB)	44	31.1	0.727	62.23
Güneydoğu (K-G)	37	46.4	0.721	62.16

* Q-slope abağının, şev yüksekliğinin 30 m'den düşük olduğu durumlarda şev açısını belirlemek için kullanılması önerilmektedir.



Şekil 7. Basamak boyutları ve çalışma eğimi.



Şekil 8. Ocak nihai genel şev açısı.

5 SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada kapsamında, bir alçıtaşı açık ocağında şev duraylılığına yönelik yerinde ölçüm, gözlem ve incelemeler yapılmıştır. Arazî ve laboratuvar çalışma sonuçları RMR ve Q sınıflama sistemleri dikkate alınarak değerlendirilmiştir.

Basamak ve genel şev açılarının belirlenmesinde kullanılan MRMR ve Q-slope değerleri, sırasıyla 45 ve 0.721 olarak belirlenmiştir.

Ocağın en derin olduğu ocak ortası kesit hattında genel şev yüksekliği 50 m ve genel şev açısı 38.22°'dir. En düşük MRMR değeri (47) kullanılarak, bu derinlikte genel şev açısı; emniyet faktörü 1.50 için 52°, emniyet faktörü 1.20 için ise 59° belirlenmiştir. Bilindiği gibi ocak genel şev açısı belirlenirken emniyet faktörü 1.30 alınmaktadır. Bu çalışmada ise gerek patlatma ile üretim yapılmayacak olması, gerek ocağın bulunduğu yörenin depremselliğinin düşük olması düşük emniyet faktörü kullanımını desteklemektedir. Ancak ocağın sondaj verisi bulunmadığından ilerideki kazı operasyonları için kaya kütle özelliklerinin tam olarak bilinmemesi nedeniyle emniyet faktörü 1.50 alınmıştır. Bu durumda MRMR sistemine göre genel şev açısı en fazla 52° olarak uygulanması önerilmiştir. Üretim yöntemi (hidrolik ekskavator ve kamyon), kaya kütle özellikleri ve şev duraylılığına yönelik çalışma sonuçları dikkate alınarak basamak yüksekliği 10 m, basamak genişliği 6 m ve basamak şev açısı 56° olarak belirlenmiştir. Bu durumda ocak çalışma eğimi en fazla 38.22° olarak gerçekleşmektedir. Kaya biriminin malzeme özellikleri, yerinde yapılan gözlem ve incelemeler sonucu belirlenen kütle özellikleri ve şev duraylılığı çalışma sonuçları dikkate alınarak, nihai genel şev açısının 45° olarak uygulanması uygun bulunmuştur. Ayrıca işletme sırasında daha geniş basamaklarda çalışılarak, ocak çalışma eğimini

düşürülmelidir. Şev güvenliği açısından basamaklar, ocağın en üst kısmından itibaren oluşturulmaya başlanması önerilmiştir.

KAYNAKLAR

- Bar, N. ve Barton, N. 2016. Empirical slope design for hard and soft rocks using Q-slope. In: Proceedings of the 50th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, ARMA 2016, Houston, 26–29 June 2016. ARMA16-384.
- Barton, N., Lien, R., ve Lunde, J. 1974. Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support. Rock Mechanics, 6:189-236.
- Bieniawski, Z.T. 1989. Engineering Rock Mass Classifications, John Wiley & Sons, New York, 274pp.
- Ceylanoglu, A., Erdem, B., Şengün, B., 2018. Ankara ili Elmadag ilçesi mücavirinde bulunan açık alçıtaşı ocağı için şev duraylılığına yönelik gözlem, ölçüm, inceleme ve değerlendirmesi, Proje Çalışması, Sivas Cumhuriyet Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, Sivas, 17 s.
- Deere, D.U. ve Miller, R.P. 1966. Engineering classification and index properties for intact rock, Air Force Weapons Lab. Tech. Report, AFWL-TR-65-116 Kirtland Base, New Mexico, USA.
- Haines, A. ve Terbrugge, P.J. 1991. Preliminary estimation of rock slope stability using rock mass classification systems, Proceedings ISRM 7th International Congress for Rock Mechanics, Aachen, Vol. 2, 887-892.
- ISRM 1978. Suggested methods for determining hardness and abrasiveness of rocks. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 15:89-97.
- ISRM 1981. Rock Characterization, Testing and Monitoring, ISRM Suggested Methods. ET Brown (ed.), Pergamon Press.
- Priest, S.D. ve Hudson, J. 1976. Discontinuity spacing in rock, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 13(5), 135-148.

Basamak patlatmaları için kaya savrulması tahmin modellerinin geliştirilmesi

Development of flyrock prediction models for bench blasting

T. Hüdaverdi & Y. Ağan

İTÜ Maden Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, İstanbul

ÖZET: Bu çalışmada İstanbul bölgesinde bulunan bir taş ocağında gerçekleştirilen kaya savrulma mesafesi ölçümleri açıklanmaktadır. Kaya savrulmasına etki eden tüm patlatma tasarım parametreleri ölçülmüştür. Her atımda toplam delik sayısı ve sıra sayısı kayıt edilmiştir. Ek olarak kayaç özelliklerinin tespiti amacıyla süreksizlikler incelenmiştir. Oluşturulan veri tabanı kullanılarak kaya savrulma mesafesi için tahmin modelleri geliştirilmiştir. Birinci model çok değişkenli adımsal regresyon ile oluşturulmuştur. İkinci model ileri-beslemeli geri yayımlı bir yapay sinir ağıdır. Tahmin modellerinin girdi parametreleri basamak yüksekliği-dilim kalınlığı oranı, özgül şarj ve kayacın ortalama yerinde blok boyutudur. Geliştirilen modeller bağımsız test atımları üzerinde denenmiş ve farklı hata ölçütleri ile değerlendirilmiştir. Kurulan yapay sinir ağı modelinin kaya savrulma mesafesi tahmininde son derece başarılı olduğu görülmüştür. Ortalama mutlak hata değeri 7 metrenin altındadır. Ortalama mutlak yüzde hata %8,95 mertebesinde dir.

ABSTRACT: This study describes flyrock measurements carried out at an aggregate quarry in İstanbul region. All the blast design parameters that influence flyrock were measured. The number of holes and number of rows were monitored for each blast. In addition, discontinuities were measured to determine rock mass properties. Prediction models were developed for flyrock based on the compiled blast database. The first model was created using stepwise regression analysis. The second model is a feed-forward back propagation artificial neural network. The input parameters of the models are bench height-burden ratio, specific charge and mean in-situ block size. The models were validated on the independent test blasts by using different error metrics. The artificial neural network model is quite successful in prediction of flyrock distances. Mean absolute error value is lower than 7 meters for the predictions. Mean absolute percentage error is 8.95%.

1 GİRİŞ

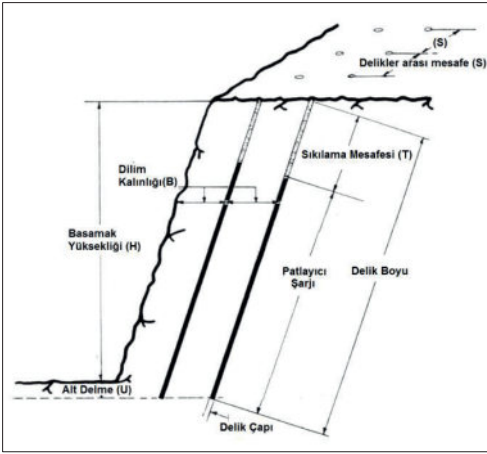
Delme patlatma kayaç kazısı için uygulanan temel madencilik operasyonudur. Patlatma ile sökülen kayaç yükleme ve nakliyat faaliyetlerinin ardından kırıcılara ulaştırılır. Patlatma faaliyetinde hedef en düşük maliyetle en yüksek verimliliği elde etmektir. Yığının parça boyut dağılımının en uygun seviyede olması istenir. Bunun yanı sıra patlatma kaynaklı çevresel etkiler yer sarsıntısı, hava şoku ve kaya savrulmasının en düşük seviyede tutulması istenmektedir. Bu bildiri kaya savrulması sorununa odaklanmaktadır. Detonasyon sırasında kayaç parçalarının güvenli patlatma bölgesinin ötesine fırlaması durumu kaya savrulması olarak adlandırılır (ISEE, 2011). Kaya savrulması yapılar ve araçlara ciddi hasarlar verebildiği gibi, çalışanlar ve maden bölgesinin yakınındaki insanlar için de hayatı tehlike oluşturabilir.

Kaya savrulma mesafesi ile ilgili her ocak kendine özgü önlemler almakta, belirlediği sınır

değerler çerçevesinde çalışmak istemektedir. Özellikle ocağın ofis binaları patlatma yapılan basamaklara yakın ise veya ocağın çok yakınında bir yerleşim yeri var ise önlemler daha katı olmaktadır. Kaya savrulma mesafesi ile ilgili kesin bir limit değeri yoktur. Literatürde Amerikan Madencilik Bürosu'nun çalışmasına dayanan ve Federal yönetmeliklerde yer alan sınır değerlere sıkça yer verilmektedir. Buna göre ocağın belirlediği çalışma ve etki alanının dışına kaya savrulması istenmemektedir. Basamak patlatmasında savrulan kayalar, patlatma bölgesi ile en yakın yerleşim yeri arasındaki mesafenin yarısını geçmemelidir (Rosenthal & Morlock 1987).

Kaya savrulma mesafesini etkileyen parametreleri kontrol edilebilen ve kontrol edilemeyen faktörler olarak ikiye ayırmak mümkündür. Kontrol edilebilen faktörler patlatma tasarım parametreleridir. Temel patlatma tasarım parametreleri Şekil 1'de sunulmuştur. En önemli patlatma tasarım parametresi dilim kalınlığıdır.

Yetersiz dilim kalınlığı aşırı kaya fırlamasına neden olabilir. Delme sırasındaki sapmalar delik tabanında dilim kalınlığının aşırı düşmesine neden olabilir. Şarj yüksekliği ve sıkılama doğru ayarlanmalıdır. Sıkılama detonasyon gazlarını delik içinde hapsedmek için önemlidir. Yetersiz sıkılama delik ağzından gazların püskürmesine ve aşırı kaya savrulmasına neden olabilir. Bunlara ek olarak delikler arası mesafe ve ateşleme düzeninin de dikkatle belirlenmesi gerekir. Kontrol edilemeyen faktörler olarak kaya kütle özellikleri sıralanabilir. Kayaçtaki süresizliklerin yönelimi, süresizlik sıklığı, kaya fırlama mesafesini etkileyebilir. Kayaç yapısı içinde bulunan boşluklar, kil bantları ayrıca önem arz edebilir (Konya & Walter 1990, Bhandari 1997).



Şekil 1. Ölçülen temel patlatma tasarım parametreleri

Kaya fırlamasına etki eden çok fazla parametre vardır. Bu nedenle günümüzde modern modelleme teknikleri ile kaya savrulma mesafesi tahmin edilmeye çalışılmaktadır. Son yıllarda makine öğrenmesi ve esnek hesaplama yöntemleri ön plana çıkmıştır. Bu bildiri kapsamında İstanbul Bölgesi'ndeki bir taş ocağında uzun süreli ölçümler gerçekleştirmiş; patlatma tasarım parametreleri ve kaya savrulma mesafelerini içeren bir veri tabanı oluşturulmuştur. Bu veri tabanı kullanılarak kaya savrulma mesafesini tahmin eden bir yapay sinir ağı modeli geliştirilmiştir.

Bildirinin bundan sonraki bölümlerinde öncelikler arazide gerçekleştirilen ölçümler açıklanmıştır. Çalışılan ocak kısaca tanıtılmış ve ölçülen patlatma tasarım parametrelerine değinilmiştir. Üçüncü bölümde geliştirilen çok değişkenli regresyon denklemi tanıtılmaktadır. Ardından kurulan yapay sinir ağı modeli detaylı bir

şekilde tanıtılmıştır. Dördüncü bölüm modellerin doğrulanmasına (validasyon) ayrılmıştır. Geliştirilen modeller bağımsız test atımları üzerinde denenmiştir. Son kısım, araştırma bulgularının genel bir değerlendirmesini içermektedir.

2 ARAZİ ÖLÇÜMLERİ

Arazi ölçümleri İstanbul Kemerburgaz Bölgesi'nde bulunan Akdağlar agrega ocağında gerçekleştirilmiştir. Bölgede 5 adet komşu agrega ocağı çalışmaktadır. Üretilen ürünler genel olarak beton ve asfalt agregası olarak kullanılmaktadır. Bölgedeki temel kayaç yapısı Trakya Formasyonu olarak adlandırılmaktadır. Karbonifer yaşlı Trakya Formasyonu uyumsuz bir şekilde neojen çökellerin üzerinde yer alır. Genellikle birbirini izleyen kumtaşı (grovak), şeyl, silttaşı ve çamurtaşı katmanlarından oluşur. Formasyon genellikle bozulmadan dolayı koyu grimsi-yeşil veya grimsi-kahverengi bir renge sahiptir. Kumtaşı, formasyonun en baskın kaya yapısıdır. Kireçtaşı ve konglomera lensleri ve sokulumları tabakalar arasında yer alır (Tugrul & Undul 2006). Ocakta çalışılan basamakların bir kısmı Şekil 2'de gösterilmektedir.



Şekil 2. Ocakta çalışılan basamaklardan bir görünüm

Ocakta patlama işleri için amonyum nitrat esaslı patlayıcılar kullanılmaktadır. Yemleme emülsiyon tip patlayıcıdır. Ateşleme elektriksiz kapsüller ile gerçekleştirilmektedir. Delik çapı 89 mm'dir. Yakınlarda yerleşim yerleri olduğu için çevresel etkilere dikkat edilmektedir. Çizelge 1'de ocakta ölçülen tüm parametreler verilmiştir. İlk beş parametre ölçülen temel tasarım parametreleridir. Bu değerler literatüre uygun olarak oranlar halinde verilmiştir. Ek olarak bir delikteki patlayıcı miktar

ve özgül şarj sunulmuştur. Delik sayısı ve sıra sayısı atım büyüklüğü ile ilişkili parametrelerdir. Ayna durumu ayna önünde malzeme olup olmadığını diğer bir deyişle aynanın serbest hareket kabiliyetini göstermektedir. Bu değer 1 ile 4 arasında kodlanmıştır.

Çizelge 1. Ölçülen parametreler ve tanımlayıcı istatistikler

Parametre	Min.	Maks.	Ortalama	Medyan	Std. Sapma
S/B	1,00	1,28	1,18	1,19	0,057
H/B	2,40	4,25	3,17	3,18	0,409
B/d	20,22	28,09	25,20	24,72	2,373
T/B	0,88	1,67	1,09	1,05	0,131
U/B	0,16	0,33	0,23	0,23	0,042
M (kg)	17,97	40,17	27,23	26,43	4,423
q (kg/m ³)	0,47	0,96	0,66	0,69	0,121
Delik Sayısı (DS)	10	53	20,62	19,00	9,142
Sıra Sayısı (SS)	1	4		2	
X _B (m)	0,21	3,11	1,37	1,21	0,698
Ayna durumu	1	4		1	

S: Delikler arası mesafe, B: Dilim kalınlığı, H: Basamak yüksekliği, d: Delik çapı, T: Sıkılama, U: Alt delme, M: Şarj miktarı, q: özgül Şarj, X_B: Ortalama yerinde blok boyutu

Kayaç özelliklerini temsil etmek için yerinde görünür blok boyut ölçülmüştür. Basamak aynalarından ölçekli fotoğraflar alınmış ve bu fotoğraflar WipJoint adlı özel bir görüntü işleme yazılımıyla incelenmiştir. Aynada blok boyutunu belirlemek için görüntü işlem yazılımlarının kullanımı son yıllarda farklı araştırmacılar tarafından uygulanmaktadır (Hudaverdi & Akyıldız 2019, Azizi & Moomivand 2021). X_B basamak aynasının ortalama blok boyutunu vermektedir (Çizelge 1). Yetmiş altı atım için kaya savrulma mesafesi ölçümleri gerçekleştirilmiştir. Kaya savrulma mesafesi (KS) 28 metre ile 142 metre arasında değişmektedir. Ortalama kaya savrulma mesafesi 79,2 metre, standart sapma değeri 35,7 metredir.

3 KAYA SAVRULMASI TAHMİN MODELLERİ

3.1 Çok değişkenli regresyon modeli

Kaya savrulmasının tahmini için öncelikle çok değişkenli regresyon denklemi kurulmuştur.

Modelin girdi parametreleri Çizelge 1’de verilen 11 adet patlatma tasarım parametresi ve ortalama yerinde blok boyutudur. Girdi parametreleri bağımsız değişkenler olarak adlandırılır. Modelin tahmin ettiği çıktı parametresi kaya savrulma mesafesidir. Çıktı parametresi bağımlı değişken olarak adlandırılır.

Regresyon denklemi kurmak için adimsal regresyon tekniği kullanılmıştır. Bu teknikte her bir girdi parametresi modele teker teker kısmi korelasyonlara bakılarak dahil edilir. Önce en yüksek kısmi korelasyona sahip bağımsız değişken modele girer. İkinci turda kalan bağımsız değişkenler arasında bağımlı değişken ile en yüksek kısmi korelasyona sahip değişken modele dahil edilir. Modele yeni bir bağımsız değişken katmanın modele katkısı olmayana kadar bu işlem tekrarlanır (Garson 2014). Bu çalışmada elde edilen çok değişkenli regresyon denklemi aşağıda sunulmuştur. Denklem 1 üç adet bağımsız değişken ile kurulmuştur. Bunlar sırasıyla dilim kalınlığı–delik çapı oranı (B/d), ortalama yerinde blok boyutu (X_B) ve özgül şarjdır (q). Adimsal regresyon kaya savrulma mesafesi (KS) tahmininde en etkin parametrelerin seçilmesini sağlamıştır. Yapay sinir ağı modelinde de bu parametreler kullanılacaktır.

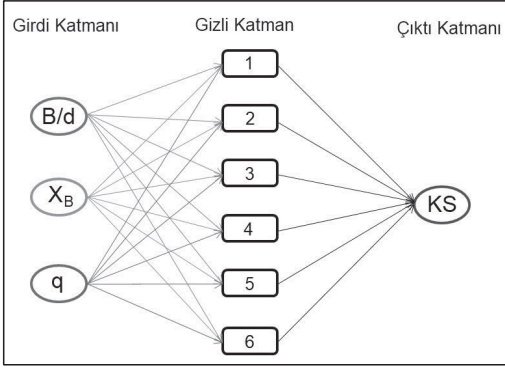
$$KS = -8,446 \times (B/d) - 7,527 \times (X_B) + 94,520 \times (q) + 239,740 \quad (1)$$

3.2 Yapay sinir ağı modeli

Kaya fırlamasının tahmini için ileri–beslemeli geri yayımlı bir yapay sinir ağı (YSA) oluşturulmuştur. Yapay sinir ağları son yıllarda karmaşık problemlerin modellenmesinde sıklıkla kullanılmaktadır. Genel olarak yapay sinir ağı üç katmandan oluşmaktadır. Bunlar sırasıyla girdi katmanı, gizli katman ve çıktı katmanıdır. Her katmanda nöron adı verilen temel işlemci elemanlar mevcuttur. Farklı katmanlardaki nöronlar ağırlıklar yoluyla birbirine bağlanmaktadır. Gizli katman yapay sinir ağının en önemli kısımlarından biridir. Gizli katmanın sayısı ve gizli katmandaki nöron sayısı üzerinde çalışılan modelin yapısına göre değişiklik gösterir (Dehghani & Ataee-pour 2011).

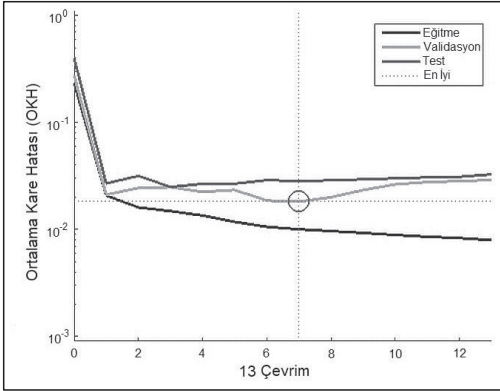
Kurulan yapay sinir ağı Şekil 3’de gösterilmiştir. Modelin girdi parametreleri adimsal regresyon sonucuna göre belirlenmiştir. YSA oluşturulurken farklı gizli katman ve nöron sayısı kombinasyonları denenmiştir. Nihai model bir gizli katmana sahiptir. YSA’nın eğitilmesi için Levenberg-Marquardt

optimizasyon algoritması kullanılmıştır (Beale ve diğ. 2018).



Şekil 3. Geliştirilen YSA modelinin temel yapısı

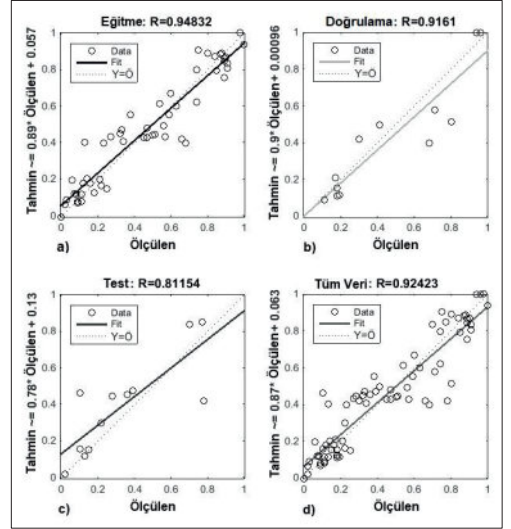
YSA eğitime işlemi öncesi tüm veriler üç gruba ayrılmıştır. Verilerin %70'i eğitime verisi olarak kullanılmıştır. %15'i test için, %15'i ise doğrulama amacıyla kullanılmaktadır. Şekil 4 eğitime işlemi sırasında yapay sinir ağına performansını göstermektedir. Eğitime performansı ortalama kare hatasına göre değerlendirilir. En düşük hata değeri 7 çevrim için 0,018194 olarak elde edilmiştir.



Şekil 4. Eğitime aşamasında yapay sinir ağına performansı

Şekil 5 yapay sinir ağına optimize edilmesi sırasında eğitime, doğrulama ve test aşamaları için doğrusal regresyon grafiklerini göstermektedir. Her grafikteki kesikli çizgi tahmin edilen değerin tamamen ölçülene eşit olduğu mükemmel tahmini göstermektedir. Sürekli çizgiler ölçülen ve tahmin

edilen arasındaki ilişkiyi veren regresyon doğrusudur (Beale ve diğ. 2018). Eğitime, test ve doğrulama aşamasında modelin başarısı oldukça yüksektir. Şeklin “d” kısmı tüm 77 adet veri için tahmin edilen ve ölçülen arasındaki ilişkiyi vermektedir. Yüzde doksan ikinin üzerinde bir korelasyon katsayısı elde edilmiştir.



Şekil 5. Eğitime, doğrulama ve test aşamaları için doğrusal regresyon grafikleri

4 MODELLERİN TEST EDİLMESİ

Modeller doğrulama amacıyla 32 bağımsız test atımı üzerinde denenmiştir. Test sırasında altı farklı hata ölçütünden yararlanılmıştır. Bunlar genel olarak mutlak hata ölçütleri ve yüzde hata ölçütleri olarak adlandırılır. Mutlak hata ölçütleri ortalama mutlak hata (OMH), median mutlak hata (MMH) ve ortalama karekök hatadır (OKH). Yüzde hata ölçütleri ortalama mutlak yüzde hata (OMYH), median mutlak yüzde hata (MMYH) ve ortalama karekök yüzde hatadır (OKYH). Hesaplanan tüm hata değerleri Çizelge 2’de verilmiştir. Görüldüğü üzere yapay sinir ağına ortalama mutlak hata değeri 6 metrenin altındadır. Ortalama mutlak yüzde hata %10 seviyesinden düşüktür. Genel olarak median hata değerlerinin ortalama hata değerlerinden daha düşük olduğunu söylemek mümkündür.

Varyans Yüzde Oranı (VYO) bir tür varyans analizi değerlendirmesidir. Diğer hata kriterlerinden farklı olarak bu değerin yüksek olması tahmin modelinin başarısını gösterir (Hüdaverdi 2015). YSA modelinin VYO değeri %95’in üstündedir. Regresyon denklemi 26 bağımsız test atımından

12'inde kaya savrulma mesafesini 5 metreden daha düşük bir hata ile tahmin etmiştir. YSA modeli ise 17 atımda 5 metreden daha düşük hata ile kaya savrulma mesafesini tahmin etmektedir.

şartlara kolayca uyum sağlayabileceği düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

- Azizi, A. and Moomivand, H., 2021. A new approach to represent impact of discontinuity spacing and rock mass description on the median fragment size of blasted rocks using image analysis of rock mass. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 54, 2013–2038.
- Beale, M.H., Hagan, M.T., Demuth, H.B., 2018. Neural network toolbox user's guide. The MathWorks Inc., Natick, Massachusetts, 558 pp.
- Bhandari, S., 1997. *Engineering Rock Blasting Operations*, A.A. Balkema, Rotterdam, 375 pp.
- Dehghani, H., and Ataee-pour, M., 2011. Development of a model to predict peak particle velocity in a blasting operation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 48 (1), 51–58.
- Garson, G.D., 2014. *Multiple Regression*. Statistical Associates Publishing, Asheboro, North Carolina, 413 pp.
- Hudaverdi, T., and Akyildiz, O., 2019. A new classification approach for prediction of flyrock throw in surface mines. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 78 (1), 177–187.
- Hudaverdi, T., 2015. Farklı Regresyon Modelleri ile Patlatma Kaynaklı Yer Sarsıntısının Tahmin Edilmesi. *Çukurova Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dergisi*, 30 (1), 141–150.
- ISEE, 2011. *Blaster's Handbook*. International Society of explosive engineers (ISEE), Cleveland Ohio, 1030 pp.
- Konya, C.J. and Walter, E.J., 1990. *Surface Blast Design*. Prentice Hall Int., USA, 303 pp.
- Rosenthal, M.F., Morlock, G.L., 1987. *Blasting Guidance Manual*. Office of Surface Mining Reclamation and Enforcement, US Department of the Interior, USA, 201 pp.
- Tugrul, A., Undul, O., 2006. Engineering geological characteristics of Istanbul greywackes. 10th International Association for Engineering Geology and the Environment (IAEG) Congress, 6-10 September 2006, London Geological Society, Nottingham United Kingdom, paper no. 395

Çizelge 2. Modeller için hesaplanan hata değerleri

	Regresyon Denklemi	YSA
OMH	9,16	5,99
MMH	7,07	4,49
OKH	11,73	7,60
OMYH	12,64	8,95
MMYH	6,35	6,15
OKYH	17,75	11,98
VYO	90,01	95,98

5 SONUÇLAR

Bu çalışmada bir kumtaşı ocağında gerçekleştirilen ölçümlerden yararlanarak kaya savrulma mesafesi tahminleri gerçekleştirilmiştir. Bu amaçla çok değişkenli regresyon denklemi ve yapay sinir ağı modeli kurulmuştur. Her iki model de kaya savrulma mesafesini 10 metrenin altında bir hata ile tahmin edebilmektedir. YSA'nın tahmin hatası 6 metreden daha düşüktür. Kaya savrulma mesafelerinin önceden kestirilmesi mühendislere planlanan atımları gözden geçirme imkânı sağlayacaktır.

Kurulan modeller karmaşık değildir. Öne çıkan parametreler adimsal regresyon ile belirlenmiştir. Girdi parametresi olarak özgül şarj, basamak yüksekliği–dilim kalınlığı oranı ve ortalama yerinde blok boyutu kullanılmıştır. Patlatmanın önemli parametrelerinden olan dilim kalınlığının kaya savrulma mesafesi tahmin modellerinde kullanılmasında fayda vardır. Patlatma bir tür boyut küçültme operasyonudur. Kayacın yerinde blok boyutundan patlatılmış blok boyutuna geçilir. Bu nedenle modellerde ortalama yerinde blok boyutunun kullanımı uygun olacaktır. Gelecekte farklı kayaç parametreleri de modellere katılabilir.

YSA nispeten hızlı sonuç veren bir esnek hesaplama yöntemidir. Günümüzde farklı modelleme yöntemleri kullanılmaya başlanmışsa da YSA literatürde sıkça yer bulmuş ve kendini kanıtlamış bir yöntemdir. Bu yöntemle ilgili çok sayıda yayın ve yararlanılacak kaynak mevcuttur. YSA'nın kaya savrulma mesafesinin tahmininde başarıyla kullanılabileceği görülmüştür. Gelecekte ocak ilerledikçe yeni atım örnekleri ile YSA modeli geliştirebilir. Modele farklı parametreler eklenebilir. Yapay sinir ağı modelinin değişen

Mermer ocaklarında üretimden kaynaklı şev duraylılığının incelenmesi: Barla Mermer örneği

Investigation of production-induced slope stability in marble quarries: the sample of Barla Marble

C. Can

Süleyman Demirel Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Isparta

N. Şengün, R. Altındağ

Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Isparta

M. Mutlutürk

Süleyman Demirel Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Isparta

ÖZET: Bu çalışmada, son zamanlarda mermer ocaklarında gerek üretim yerlerinde gerekse pasalarda meydana gelen şev yenilmeleri kinematik ve limit denge analiz yöntemleri ile değerlendirilmekte ve meydana gelebilecek olası yenilmelerin önüne geçmek için uygulanması gereken iyileştirme çalışmaları hakkında bilgi verilmektedir. Bu amaçla Isparta-Eğirdir'de faaliyette olan bir mermer ocağında, yerinde gözlemler ve ölçümler yapılmış, işletme faaliyetleri sırasında oluşan üretim ocağının ve pasa yığınlarının şev duraylılığı işletme güvenliği açısından teknik yönden değerlendirilmiştir. Üretim sırasında, üretim aynalarının konumlarının değişmesi ile süreksizlik konumlarına bağlı olarak ayna duraylılığında da farklılıklar oluşmaktadır. Bu nedenle bu çalışmada süreksizlik konumlarının üretim konumları ile değerlendirilmesinin önemi vurgulanmıştır.

ABSTRACT: In this case, the analyzes of recent failures in marble quarries and waste materials piles with kinematic and limit equilibrium analysis methods over mining programs are evaluated and information is given about the improvement studies that should be applied to prevent possible failures that may occur as a result of these analyzes. For this purpose, field observations and measurements were made in a marble quarry in Isparta-Eğirdir, and the stability of the slope formed during operation activities is evaluated technically in terms of operational safety. During the production, differences in bench stability also occur depending on the discontinuity positions with the change in the positions of the production benches. Therefore, in this study, the importance of evaluating discontinuity locations with production locations is emphasized.

1 GİRİŞ

Mermer ocaklarında mermere olan talebin artması, piyasadaki rekabet ortamı, yeni bir ocak açmanın getirdiği ekstra maliyetler ve teknolojinin de verdiği imkanlar doğrultusunda maden ocaklarında dikey ve yatay yönde genişlemeler gerçekleşmektedir. Bunun sonucunda çalışma alanında kademelerin yükselmesiyle beraber duraylılık problemleri de oluşmaktadır. Hızlı üretim sonucu pasa malzemesinde depolanma sorunu oluşmakta ve bu pasa yığınlarının yüksekliklerinin fazla olması da ayrıca şev duraylılığını etkileyen bir risk meydana getirmektedir.

Şev stabilitesi kavramı, 19. YY'dan araştırılmaya başlanmış ve özellikle 19.YY

ortalarında mühendislik faaliyetlerinin artması sonucunda şev alanında yapılan çalışmalara çok fazla yer verilmiş ve bugüne kadar çok çeşitli çalışmalar yapılmıştır.

Wylie & Mah (2004), planlanan bir açık ocak madeninde fizibilite çalışmaları sırasında cevher/pasa oranlarını hesaplamış ve geçici ocak düzeni için güvenli bir şeve dair tahminlerde bulunmuştur. Çalışmada, ocak sahasında süreksizlik takımlarını, yenilme türlerini ve şev yenilmelerine karşı uygulanacak önlemleri belirtmişlerdir.

Doghozlou vd. (2016), İran'da bulunan Neyriz mermer madeninin daha derin seviyelere doğru genişlemesi özellikle alt kademelerin tabanında beklenmedik bir yenilmeye neden olduğunu, bu olayın, ocağın genel dengesini

etkileyebileceğinden ve istenmeyen çevresel ve teknik sonuçlara yol açabileceğini ifade etmişlerdir.

Arslan vd. (2017) yaptıkları çalışmada, Afyon İncehisar'da bulunan ve taban kotu 1280 metre olan mermer ocağının taban kotunun 980 metre derinliğe kadar düşürülmesi amaçlanmış ve mermer ocaklarında sayısal modelleme yapılarak şev stabilitesi analizi yapılmasını ve en dik mermer şevlerin her üretim aşamasında sonlu elemanlar analizi ile kontrol edilmesi gerektiğini, böylelikle üretim ve iş güvenliğinin daha verimli olacağını belirtmişlerdir.

Bu çalışmada, Isparta ilinde seçilen bir mermer ocağında hem üretim amacıyla oluşturulmuş basamakların hem de üretimden kaynaklı pasaların oluşturduğu yığınların duraylılık açısından değerlendirilmesi yapılmıştır. Bu kapsamda mermer ocağında insansız hava aracı ile ölçümler yapılmış ve 3D Survey® v2.10.0 programı ile sahanın 3 boyutlu modeli oluşturulmuştur. Mermer ocağında üretim basamaklarında süreksizlik ölçümleri yapılarak eklem takımları belirlenmiştir. Ayrıca mermer ocağından karot örnekleri alınarak kaya malzemesinin özellikleri laboratuvar ortamında belirlenmiştir. Elde edilen tüm veriler kullanılarak Rocscience RocData V:4.014, Dips V:6.008 ve Slide v.6.005 programları yardımıyla duraylılık analizleri yapılmıştır. Mermer ocağındaki üretim basamak şevlerinde ve pasa dökülen alanlarda hesaplanan güvenlik katsayıları değerlendirilerek riskli bölgelerde iyileştirme önerilerinde bulunulmuştur.

2 MATERYAL VE METOD

Bu çalışma kapsamında, Isparta ilinde mermer üretim faaliyeti gösteren bir mermer ocağında yerinde gözlem ve ölçümler yapılarak oluşan şevlerinin duraylılıkları farklı yöntemlerle (kinematik analiz ve limit denge) hesaplanarak değerlendirilmiştir.

Çalışma, Isparta ili Eğirdir ilçesi Sevinçbey Köyü sınırlarında, Barla Mermer Madencilik tarafından işletilmekte olan mermer ocağında gerçekleştirilmiştir. Şekil 1'de mermer ocağının insansız hava aracı ile çekilen görüntüsü verilmiştir. 35,4 hektarlık bir alanı kapsayan mermer ocağında üretim amaçlı oluşturulan ocağın derinliği yaklaşık 100 metre, pasa yığınlarının yükseklikleri ise yaklaşık 75 metre civarındadır. Çalışma alanında mermer üretimi; 4-7 m yüksekliğinde ve değişen genişliklerde oluşturulmuş 14 adet üretim basamağında, elmas tel kesme yöntemi ile mermer bloklarının kesilerek

çıkartılması ile yapılmaktadır. Mermer üretimi sırasında oluşan pasa malzemeleri de ocağın her iki tarafına istiflenmektedir.



Şekil 1. Barla Mermer Madencilik firmasına ait mermer sahası

Mermer ocağında ve pasaların bulunduğu bölgelerde insansız hava aracı ile topografik ölçümler alınmış ve ocak sahası gezilerek şev aynalarında süreksizliklerin doğrultu ve eğimleri ölçülmüştür. Yapılan ölçümlerde 167 adet süreksizliğin konumları jeolog pusulası ile belirlenmiş, süreksizlik aralıkları ve dolgu türleri not edilmiştir. Arazi gözlem ve ölçümleri, çalışma alanında ulaşım sağlanabilen bütün kademelerde yapılmış ve özellikle duraylılık açısından sorunlu olabilecek alanlarda yoğunlaştırılmıştır. Ayrıca kaya kütesinden kaya örnekleri alınarak sağlam kakaya ait bazı fiziksel ve mekanik özellikler Süleyman Demirel Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü Kazı mekaniği ve Doğaltaşlar Laboratuvarında belirlenmiştir.

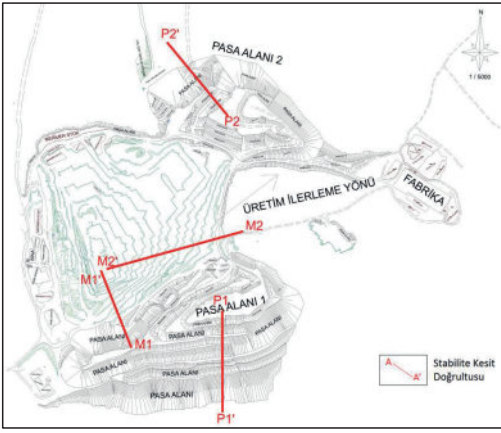
Ocak sahasından alınan süreksizlik ölçümleri Rocscience Dips V:6.008 programı ile değerlendirilmiştir. Duraylılık analizlerinde kullanılan kütle parametreleri, Rocscience RocData V:4.014 programı ile belirlenmiş, mermer ocağı içerisinde alınan kesitlerde düzlemsel kayma, kama tipi kayma ve devrilme analizleri Dips V:6.008 programı kullanılarak kinematik analiz yöntemi ile gerçekleştirilmiştir. Pasa bölgelerinde alınan kesitlerin değerlendirmesi ise Slide v.6.005 programı kullanılarak limit denge yöntemi ile yapılmıştır. Yapılan duraylılık analiz sonuçları değerlendirme başlığı altında ele alınmış ve önerilerde bulunulmuştur.

3 DURAYLILIK ANALİZLERİ

Duraylılık analizleri iki temel aşamada yürütülmüştür. İlk aşamada, duraylılık analizlerine

esas oluşturabilecek süreksizliklerin konum, aralık, açıklık, devamlılık, pürüzlülük ve dolgu gibi özellikleri incelenmiştir. Bu aşamada süreksizlik ölçümleri sonuçlarından ve sağlam kayadan alınan karot örneklerinden yapılan kaya mekaniği deneylerinden de yararlanarak kütle parametreleri belirlenmiştir. İkinci aşama ise seçilen kritik şevlerde olası kütle hareketleri incelenmiştir.

Süreksizlik ölçümleri ve değerlendirmeler yardımı ile çalışma alanında risk oluşturabilecek 4 bölge görülmüş ve duraylılık analizleri bu bölgelerde alınan kesitler boyunca yapılmıştır (Şekil 2). Kesitlerden ikisi mermer ocak sahası içerisinde (M1 ve M2), diğer ikisi de iki farklı pasa sahalarında (P1 ve P2) oluşturulmuştur.



Şekil 2. Çalışma alanında duraylılık riski görülen 4 ayrı alandaki kesit çizimleri

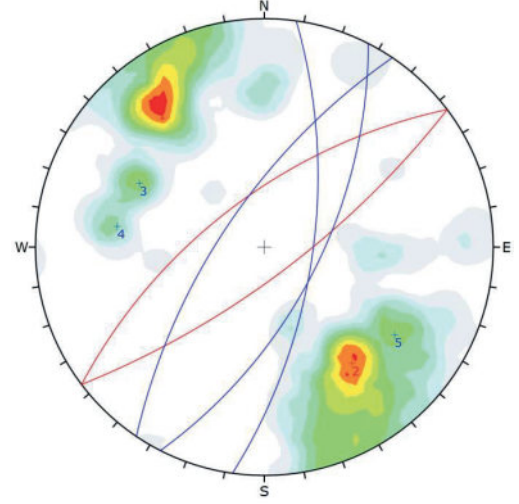
3.1 Süreksizlik ölçümleri ve kütle parametrelerinin belirlenmesi

Çalışma alanında yapılan duraylılık analizlerinde 167 noktada süreksizlik konum ölçümleri ile süreksizlerin diğer mühendislik özellikleri ölçülmüştür. Ölçümler özellikle duraylılık açısından kritik olan bölgelerde yoğunlaştırılmıştır.

Bütün süreksizlik ölçümleri önce toplu halde kontur diyagramı ile değerlendirilmiş ve çalışma alanına ait ana ve tali eklem takımları belirlenmiştir (Şekil 3). Yapılan süreksizlik ölçümlerine göre iki ana (75/143 ve 65/323) ve üç tali (63/117, 66/098 ve 69/304) eklem takımı belirlenmiştir.

Mermer ocağında gözlenen süreksizlikler; 3-20 m ile orta-yüksek devamlı, 20-200 cm ile orta-geniş açıklıklı, 0,5-10 mm ile orta-geniş aralıklı, yer yer boşluklu, dalgalı düzlemsel pürüzlü

yüzeyle, çoğunlukla kalsit yer yer kil dolgu ve düzensiz bloklu olarak değerlendirilmiştir.



Color	Density Concentrations
	0.00 - 0.80
	0.80 - 1.60
	1.60 - 2.40
	2.40 - 3.20
	3.20 - 4.00
	4.00 - 4.80
	4.80 - 5.60
	5.60 - 6.40
	6.40 - 7.20
	7.20 - 8.00
Maximum Density	7.58%
Contour Data	Pole Vectors
Contour Distribution	Fisher
Counting Circle Size	1.0%

	Color	Dip	Dip Direction	Label
User Planes				
1		75	143	Smax-1
2		65	323	Smax-2
3		63	117	SubMax-1
4		66	98	SubMax-2
5		69	304	SubMax-3

Plot Mode	Pole Vectors
Vector Count	167 (167 Entries)
Hemisphere	Lower
Projection	Equal Angle

Şekil 3. Çalışma alanındaki süreksizlik ölçümlerine ait kontur diyagramı

Çalışma alanında kritik olan şevler ile ilgili duraylılık analizlerinde kütle dayanım parametreleri kullanılmaktadır. Bu amaçla yapılan hesaplamalarda Genelleştirilmiş Hoek ve Brown sınıflaması kullanılmıştır. M1 ve M2 kesitleri için Jeolojik Dayanım İndeksi (GSI) süreksizlik ölçümleri ve saha gözlemlerine dayanarak çok bloklu yapıda ve süreksizlikler açısından orta konumda değerlendirilerek GSI tahmini tablosu

(Ulusay ve Sönmez, 2002) kullanılarak GSI=60 alınmıştır. P1 ve P2 kesitleri pasa yığınlarının olduğu bölgede alındığı için duraylılık analizlerinde kohezyonsuz ve karışık parça büyüklüğünde olmasından dolayı Hoek ve Bray (1995)'e göre sürtünme açısı 42° olarak dikkate alınmıştır.

Kaya ortamına ait kütle parametrelerinin belirlenmesinde, sağlam kayaya ait dayanım parametreleri ile jeolojik gözlemlerden elde edilen GSI değeri dikkate alınmıştır. Çalışma alanından alınan karot örneklerinden yapılan deneysel çalışmaların sonuçları ve kütle parametre değerleri Çizelge 1'de verilmiştir.

Çizelge 1. Çalışma alanındaki kireçtaşının fiziksel ve mekanik özellikleri

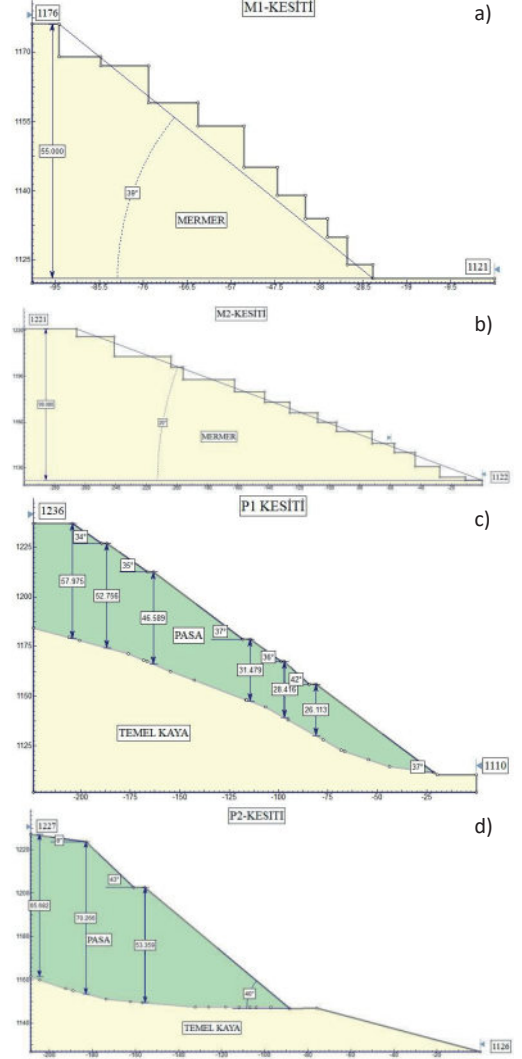
Özellik	Birim	Ortalama
Kaya Maddesi		
Görünür yoğunluk	g/cm ³	2,708 ± 0,002
Görünür porozite	%	0,106 ± 0,046
Tek eksenli basınç dayanımı	MPa	85,9 ± 20,4
Brazilian çekme dayanımı	MPa	8,5 ± 1,8
Elastisite modülü	GPa	31,0 ± 2,7
Kaya Kütleli		
mb		1,11
s		0,012
a		0,503
σ_c	MPa	4,61
σ_{cm}	MPa	12,25
Em	GPa	10,65

3.2 Kütle Hareketi Analizleri

Mermer sahasında insansız hava aracı ölçümleri yardımıyla 3D Survey® v2.10.0 programında sahanın 3 boyutlu modellemesi yapıp bu model üzerinden yenilme riski taşıyan alanlar üzerinde 4 adet profil oluşturulmuştur (Şekil 2). Bu profillerin ikisi mermer sahasının üretim basamaklarının olduğu bölgede diğer ikisi ise pasa sahasında yenilme riski taşıyan alanlarda oluşturulmuştur. Bu profillere ait kesit geometrileri Şekil 4'te verilmiştir.

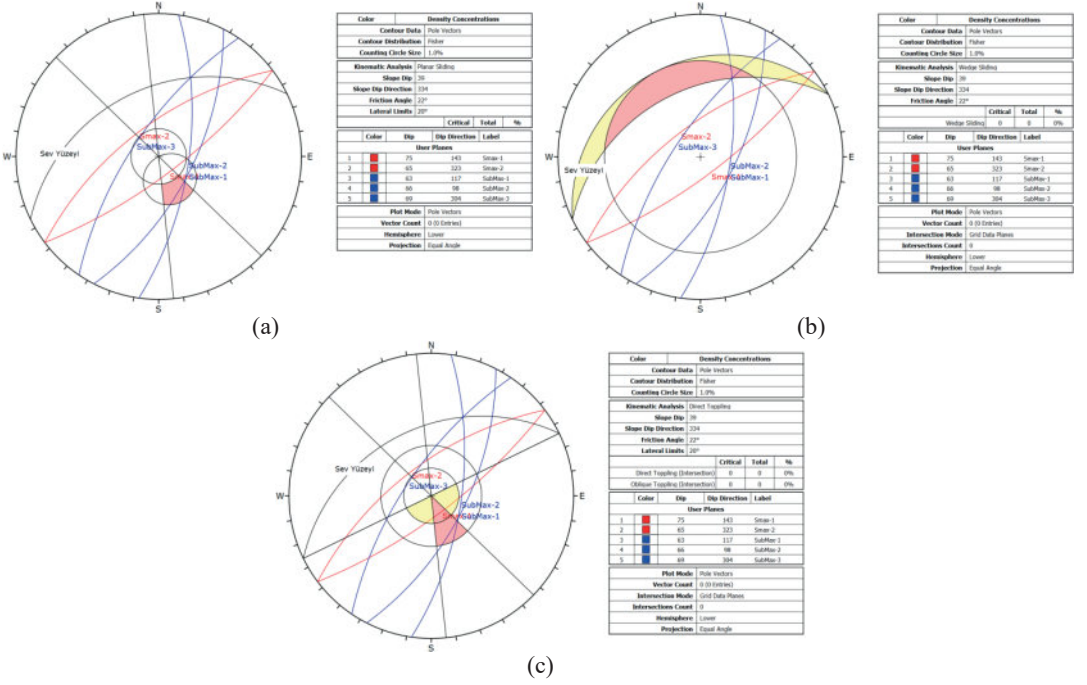
İnceleme yapılan alanda mermer ocağı içinde belirlenmiş olan 2 kritik kesit (M1 ve M2) boyunca kütle hareketi analizleri Dips v6.008 programı ile yapılmış ve sürtünme katsayısı olarak mermer ocağındaki kütle hareketini kontrol eden süreksizlik dolgusu olan en kötü koşulları temsilen kil kabul edilerek Hoek ve Bray (1995)'e göre 22° alınmıştır.

Mermer ocağındaki iki ayrı pasa sahasında belirlenmiş olan diğer 2 kritik kesit (P1 ve P2) boyunca da Slide v.6.005 programı ile Limit Denge Analizleri yapılarak duraylılık analizi yapılmıştır. Bu analizde pasa malzemesi kohezyonsuz ($c=0$) ve içsel sürtünme açısı $\phi=42^\circ$ olarak dikkate alınmıştır.

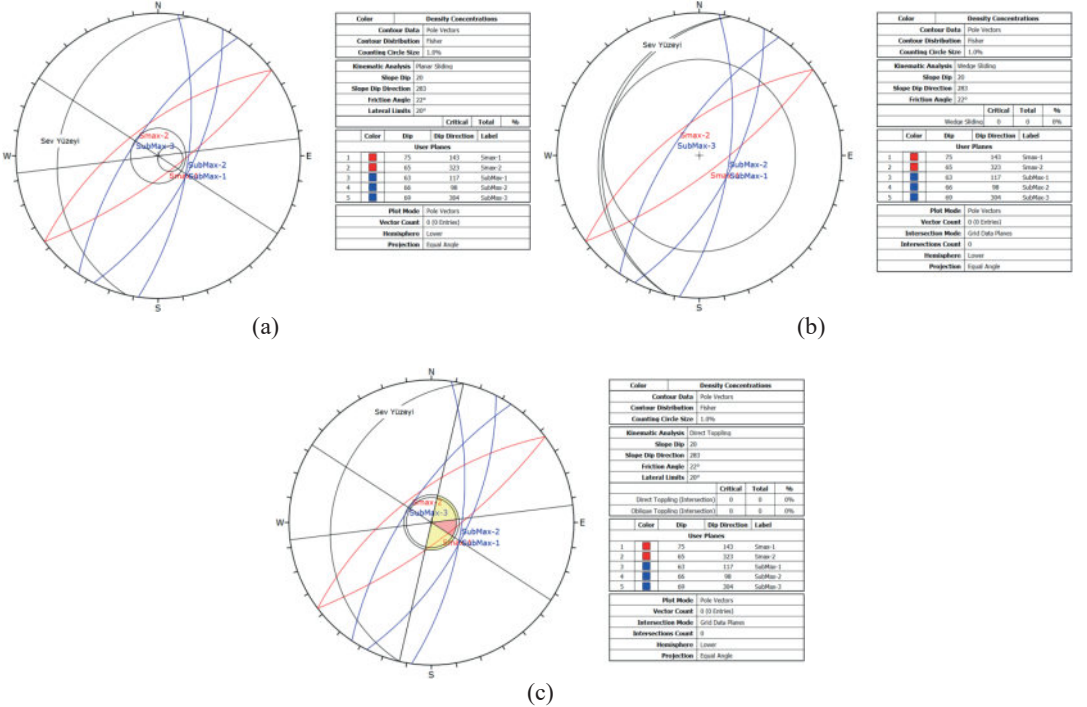


Şekil 4. Oluşturulan kesitlerin geometrileri (a: M1 kesiti, b: M2 kesiti, c: P1 kesiti ve d: P2 kesiti)

M1 ve M2 kesiti analizinde ilgili kesite ait şev yükseklik, eğim değerleri ile hakim ana ve tali eklem takımlarını kapsayacak şekilde farklı kütle hareketleri (düzlemsel, kama ve devrilme tipi kayma) ayrı ayrı analiz edilerek olası kayma durumları değerlendirilmiştir (Şekil 5-6).



Şekil 5. M1 kesiti düzlemsel (a), kama (b) ve devrilme (c) tipi kayma analizleri

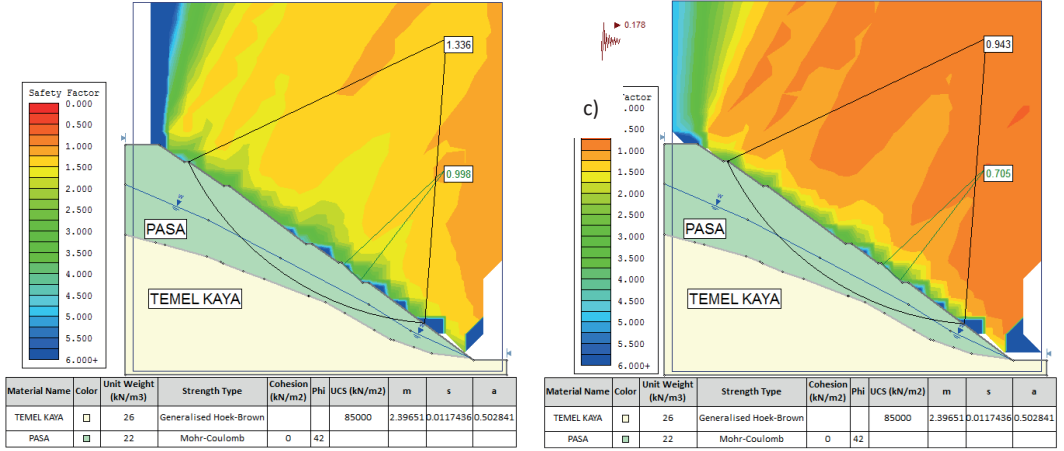


Şekil 6. M2 kesiti düzlemsel (a), kama (b) ve devrilme (c) tipi kayma analizleri

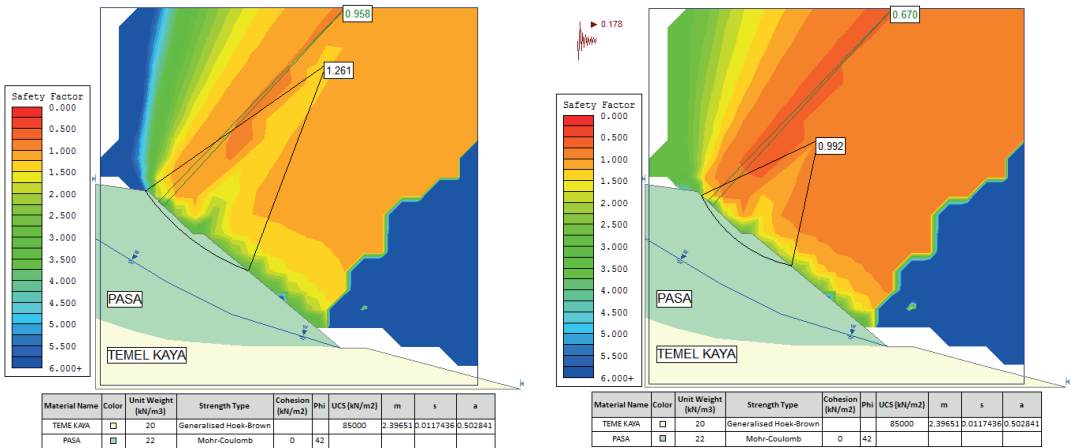
P1 ve P2 kesitinin geometrisi oluşturulurken insansız hava aracı ile şev sınırları belirlenmiş, pasanın üzerine yığıldığı temel kayanın topografyası ise 1/25000' lik topoğrafya haritası ile ilgili bölgenin paftasının Netcad® v8.0.0.1425 programı üzerinden sayısallaştırılması ile ulaşılmıştır. Bu iki alan (orijinal temel kaya alanı ve pasa alanı) sınırlarının birleştirilmesi ile oluşturulan profiller Slide v6.005 programı üzerinde analiz için model oluşturulmuş ve Bishop Simplified limit denge yöntemi ile analiz edilmiştir.

Analizlerde temel kaya birimi malzeme özellikleri için Çizelge 1'de verilen kaya kütle parametreleri dikkate alınmış, pasa malzemesi için ise birim hacim ağırlık değeri 22 kN/m^3 , kohezyonsuz ($c=0$) ve içsel sürtünme açısı $\phi=42^\circ$ olarak dikkate alınmıştır.

Pasa döküm sahası içinde pınar, çeşme ve benzeri herhangi bir su kaynağı, yüzey suyu ve/veya pasif ya da aktif dere yatağı gözlenmemiştir. Bununla birlikte duraylılık hesaplarında, pasa malzemesinin kısmen su ile doygun hele geçebileceği nedeni ile yeraltı suyu seviyesi koşulları dikkate alınmıştır. Analizler önce statik koşullar için daha sonra da sismik koşullar için (Şekil 7-8) yapılmıştır. Sismik koşullar için yapılan hesaplamada AFAD tarafından 2018 yılında güncellenen Türkiye Deprem Tehlike Haritaları İnteraktif Uygulaması verisi ve Deprem Etkisi Altında Binaların Tasarımı İçin Esaslar (2018) kılavuzunda belirtilen hesaplama yöntemi kullanılarak yatay ivme değeri Eğirdir/Sevinçbey lokasyonuna ait 0,178 g değeri dikkate alınmıştır.



Şekil 7. P1 kesiti statik (a) ve sismik (b) durum duraylılık analizi sonuçları



Şekil 8. P2 kesiti statik (a) ve sismik (b) durum duraylılık analizi sonuçları

3.3 Kütle Kayma Analiz Sonuçlarının Değerlendirilmesi

M1 kesiti mermer ocağının rezerv sınırına ulaşılmış bölgesinde oluşturulmuş ve yaklaşık 55 m yüksekliğinde ve 40° şev açısına sahip olan bir şevdir. M2 kesiti ise mermer ocağının ilerleme yönünde oluşturulmuş yaklaşık 100 m yüksekliğinde ve 20° şev açısına sahip bir şevdir. Her iki şev için ocak genelinde yapılan süreksizlik gözlemleri ve ölçümlerine dayalı olarak belirlenen 2 hakim ve 3 tali eklem takımları dikkate alınarak yapılan analizlerde, şev konumuna ve açısına bağlı olarak Düzlemel, Kama ve Devrilme tipi kütle hareketi potansiyeli gözlenmemiştir. Bu durum üretimin sonlandırıldığı M1 kesiti boyunca ve halen üretim faaliyetlerinin devam ettiği M2 kesiti boyunca oluşturulan şev açılarının uygun olduğunu göstermektedir. Ayrıca üretim ilerleme yönünün süreksizlik düzlemlerinin konum ve açılarına göre uygun seçildiği iyi bir işletmecilik yapıldığı söylenebilir.

Pasa döküm alanlarında alınan P1 ve P2 kesitleri dikkate alınarak yapılan duraylılık analizlerinde, statik koşullarda ve sismik koşullarda Güvenlik sayılarının 1,0'ın üzerinde olmasına dikkat edilmelidir. Bir şevin duraylı olarak değerlendirilmesi için güvenlik katsayısının daima 1'den büyük olması gerekmekte olup geçici durum şev çalışmaları için en az 1,3 ve uzun dönem şev çalışmalarında ise en az 1,5 olmalıdır (AASHTO, 2002). Ayrıca Walsh (2003)'ün belirttiği üzere; uzun dönem şev duraylılıklarında statik güvenlik sayısının $\geq 1,50$, sismik güvenlik sayısının ise $\geq 1,10$ olması beklenmektedir.

P1 ve P2 kesitlerinde yapılan stabilite analizlerine göre her iki pasa yığının oluşturduğu şevlerde statik koşullarda herhangi bir duraylılık sorunu görülmemiştir ($GK > 1,0$). Şev yüzeyinde pasanın kohezyonsuz olması sebebiyle yüzeysel akmaların olabileceğinden dolayı duraylılık analizinde şev yüzeyini kesen dairelerde güvenlik katsayısı 1,0'ın altında kalmaktadır.

Aynı pasa yığınlarında sismik koşullar dikkate alındığında güvenlik sayılarının 1,0'ın altına inmekte ve duraylılık sorunu gözlenmektedir. Bu nedenle her iki pasa alanında pasa döküm yığınının taban topuğunda ocaktan çıkarılan ekonomik değeri olmayan 2-3 m³ hacminde şekilsiz moloz niteliğindeki bloklardan sedde oluşturulması, pasanın daha değişken boyutlarda malzemelerden oluşturulması ve pasa yığınının genel şev açısını düşürmek amacıyla kademeler oluşturulması önerilmektedir.

4 SONUÇLAR

Yamaç tipi mermer ocakçılığında üretimlerin gün geçtikçe artması ile oluşturulan basamakların şev yükseklikleri gittikçe artmış ve daha derinlerde üretim yapmak zorunlu hale gelmiştir. Bu çalışmada Isparta ilinde üretim yapan bir mermer ocağında gerek üretim aynalarının şevlerinin gerekse pasa yığınlarının oluşturduğu şevlerin duraylılık açısından değerlendirilmesi yapılmıştır. Çalışmada elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir.

- Mermer ocağında 167 süreksizlik düzlemi gözlenmiş ve bu süreksizliklerin 2 hakim ve 3 tali eklem takımı olduğu belirlenmiştir.
- Üretim için oluşturulan basamakların şev duraylılığı açısından herhangi bir kütle hareketi potansiyeli bulunmamaktadır. Bu durum ocakta gözlemlenen süreksizlikler ile uyumlu, üretim basamaklarının yükseklikleri ve genişliklerinin iyi seçilmesi ve ocak ilerleme yönünün iyi ayarlanmasından kaynaklanmaktadır.
- Ocaktaki pasa sahalarında yapılan analizlerde ise sadece yüzeysel akma sorunlarının oluşabileceği, herhangi bir dairesel kayma potansiyelinin olmadığı görülmüştür. Ancak sismik koşullar dikkate alındığında duraylılık riski bulunmaktadır. Pasa yığınlarının ara kesimlerinde kademeler oluşturularak genel şev açısının düşürülmesi bu potansiyelden uzaklaştıracaktır. Ayrıca pasa yığınının toprak kısmına da işletmedeki büyük ebatlı ekonomik değeri olmayan bloklardan da sedde oluşturulması olası kayma hareketini yavaşlatma veya durdurma açısından önemlidir.

Üretim faaliyetlerinin yapılmayacağı bölgelerde olası şevlerin parçalı ve ayrılmış zonlarda ısınma-kuruma ve donma-çözülme sonucunda olası kaya düşmesi hareketleri gözlenebileceği göz önünde bulundurulmalı ve bu bölgelerde gerekli önlemler alınmalıdır.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, ocaklarında çalışma yapılmasına izin veren ve çalışmalar sırasında göstermiş oldukları destek ve anlayış için Barla Mermer Şirketine teşekkür ederler.

KAYNAKLAR

AASHTO, 2002. Standard Specifications for Highway Bridges, American Association of State Highway and

- Transportation Officials, 17. Baskı, Washington, D.C., USA
- AFAD, 2021. Türkiye Deprem Tehlike Haritaları İnteraktif Web Uygulaması. Erişim tarihi: 27.02.2022 <https://tdth.afad.gov.tr/TDTH/main.xhtml>
- Arslan, A. T., Kahraman, B., Özfırat, M. K., Fröhvirt, T., Yıldızdağ, K., & Köse, H., 2017. A parametric study using numerical modelling to assess the stability of marble quarries. *Procedia engineering*, 191, 646-655.
- Dips v.6.008, 2013. Erişim tarihi: 26.02.2022. <https://www.roscience.com/software/dips>.
- Doghozlou, H. M., Goodarzi, M., Rafiei Renani, H., & Salmi, E. F., 2016. Analysis of spalling failure in marble rock slope: a case study of Neyriz marble mine, Iran. *Environmental Earth Sciences*, 75(23), 1-14.
- Hoek, E., Bray, J.W., 1981. *Rock Slope Engineering*. 3. Baskı, London, Institute of Mining and Metallurgy.
- RocData v.3.013, 2004. Erişim tarihi: 26.02.2022. <https://www.roscience.com/software/rocdData>.
- Slide v.6.005, 2010. Erişim tarihi: 26.02.2022. <https://www.roscience.com/software/slide2>.
- Ulusay, R., and Sönmez, H., 2002. *Kaya Kütlelerinin Mühendislik Özellikleri*, Jeoloji Mühendisleri Odası, Ankara.
- Walsh, M., 2003. *Engineering and Design Slope Stability*, Department of the Army U.S. Army Corps of Engineers, Washington, DC 20314-1000.
- Wyllie D., Mah C., 2004. *Rock slope engineering: civil and mining*, (Çeviri: Kayabalı K.), Spon Press, Taylor & Francis Group, New York.

Patlatmalı kaya kazılarında kaynak tahmini *Source estimation in rock blasting excavation*

G. G. Uyar Aksoy

Hacettepe Üniversitesi, Müh. Fak. Maden Müh. Bölümü-Ankara

C. O. Aksoy

Dokuz Eylül Üniversitesi, Müh. Fak. Maden Müh. Bölümü-İzmir

H. E. Yaman

Dokuz Eylül Üniversitesi, Torbalı MYO, Maden Teknolojisi Bölümü-İzmir

ÖZET: Madencilik ve inşaat sektöründe patlatmalı kaya kazısı en çok başvurulan kazı yöntemidir. Patlatma sonucunda ortaya çıkan enerjinin bir bölümü kayayı kırmak için kullanılırken, kalan bölümü ise değişik şekillerde doğaya salınırlar. Patlatmanın çevresel etkileri bilim insanlarının ilgi odağı olmuştur. Bu etkileri en aza indirmek için birçok yöntem üzerinde çalışmalar yapılmıştır. Oysa ki, patlatmanın kaynağında diğer bir deyişle patlatma noktasında “ne oluyor” sorusu hala cevap aramaktadır. Patlatma noktasında ortaya çıkan enerjinin ve bu enerjinin nasıl kullanıldığının çözülmesi, çevresel etkilerin de tahmin edilmesinde önemli bir anahtardır. Bu çalışmada, farklı bölgelerdeki ocaklarda, ocakların kaya mekaniği açısından farklı bölgelerinde ve farklı patlatma yardımcı elemanları ile yapılan patlatmalardan ve kaynağın çok yakınına sismograflardan elde edilen bilginin işlenmesiyle geliştirilen ampirik formül sayesinde kaynak noktasında ortaya nasıl bir enerjinin çıktığı anlatılacaktır.

ABSTRACT: Blasting is the most used excavation method in mining and construction industry. While some of the energy generated as a result of the blasting is used to break the rock, the rest is released into the nature in different ways. The environmental effects of blasting have been the focus of attention of scientists. Many methods have been studied to minimize these effects. However, the question of “what happens at the source of the blast, in other words, at the point of blasting” still seeks an answer. Analysing the energy released at the blasting point and how this energy is used is an important key in estimating environmental impacts. In this study, it will be explained what kind of energy emerges at the source point, thanks to the empirical formula developed by processing the information obtained from blasting in different regions of the quarries, in different parts of the quarries in terms of rock mechanics and with different blasting aids, and by processing the information obtained from seismographs very close to the source.

1. GİRİŞ

Sismik dalgalar, ilerledikleri güzergah boyunca geçtikleri birimlerin bütün jeolojik ve jeoteknik özelliklerini (fay, süreksizlik sayısı, süreksizlik yönü, eğimi, kaya kalitesi, yeraltı suyu vb.) üzerlerinde taşırlar. Bu nedenle sismik dalgalara, geçtiği güzergahın imzası denilebilir. Patlatma noktası bu çalışmada kaynak, sıfır noktası olarak adlandırılmıştır. Sıfır noktasından belirli bir mesafede (hedef) ölçülen patlatma kaynaklı sismik dalgaların sıfır noktasındaki formu ortaya konabilirse ve bu form dinamik nümerik modele dahil edilebilirse, modelin herhangi bir noktasında (hedefte) oluşacak olan etkiler önceden tahmin edilebilir. Bu durumda hem patlatma kaynaklı çevresel etkiler hem de şev duraylılığı açısından daha hassas çözümler üretilebilir. Sismograflarla, sismik dalgaların geçtiği güzergah üzerindeki her

bir noktayı titretme değeri hız, ivme ya da deplasman olarak ölçülebilir. Bu nedenle sismik dalga ve titreşim farklı terimlerdir.

Bu araştırmada, bir tek delik (pilot) patlatması ve pilot patlatma deliği ile aynı özelliklere sahip deliklerden oluşan grup patlatmasından oluşan sismik dalgaların belirli mesafelerdeki sismograflardan alınan hız verileri kullanılarak sıfır noktasındaki patlatma dalga formu elde edilmiş ve nümerik modele dahil edilmiştir. Kullanılan veri işlem tekniği, pilot veriden teorik grup patlatma verisini lineer süperposition prensibine göre tahmin etmek ve gerçek grup patlatma verisi ile karşılaştırarak aradaki farktan, patlatma kaynağında olan doğrusal olmayan davranış etkisi-plastik deformasyon etkisini belirlemektir. Grup patlatmasının gerek nümerik modeldeki sonuçları ve gerekse gerçek patlatma alanından veriler incelendiğinde nümerik model

sonuçları ile saha ölçümlerinin örtüştüğü görülmüştür. Patlatma kaynaklı sismik dalgaların hem çevresel etkilerini, hem de şev duraylılığına etkilerini belirlemeye yönelik bu çalışma sonuçlarının kaya mühendisliği bilimine önemli katkı koyacağı düşünülmektedir.

Patlatma kaynaklı etkilerin tam ölçekli olarak modellenmesine yönelik çalışmalar, birçok parametrenin konuya dahil olması nedeniyle sınırlı kalmıştır. Bu parametrelerden en önemlisi süreksizlik setlerinin sayısı, eğimi ve eğim yönüdür.

Sing and Narendrula (2004) küçük ölçekli patlatma deneylerinde tek bir süreksizlik setinin farklı yönlenmelerdeki durumu için en yüksek titreşim hızı (peak particle velocity -PPV) ölçülmüştür. Çalışmaya göre, PPV en küçük değerini süreksizlik seti yöneliminin dalga ilerleme yönü ile 45^0 olduğu durumda, 113,3 mm/s olarak almıştır. En yüksek PPV ise dalga ilerleme yönüne 90^0 süreksizlik seti yöneliminde elde edilmiştir. Bu durumda titreşim iletimi en düşük 45^0 ve en yüksek, süreksizlik setine paralel durumda gerçekleşmektedir.

Simangunsong ve Wahyidi (2015) farklı yönelim ve aralıklardaki süreksizliklerde yaptıkları titreşim ölçümlerinde benzer sonuçlar elde etmenin yanı sıra artan süreksizlik ile titreşimlerin azaldığını ortaya koymuşlardır.

Zhou (2016) yaptığı modelleme çalışmasında benzer sonuçlar elde etmiştir. Zou ve Gong (2017), tabakalı kayalarda yaptıkları çalışmada dalga ilerleme yönüne göre eğimin yükselmesiyle PPV'nin yükseldiğini ortaya koymuşlardır ki bu sonuçlar literatürle uyumludur.

Patlatma kaynaklı titreşimlerin tahmin edilmesine yönelik en önemli katkı Blair (2020) tarafından konmuştur. Blair (2020) öncelikle dinamik sonlu elemanlar yöntemi ile dalga yayılımını incelemiş ve sonrasında ise Monte Carlo Wave Form Superposition Model ile titreşim modelini geliştirmiştir ki bu model kaya anizotropisinin etkisini de barındırmaktadır. Bu çalışmada her ne kadar malzemenin deformasyon modülü verilmemiş ise de bu deformasyon modülü tanımlanan malzemenin yük iletimi, deformasyon kabiliyeti, sinyal iletimini etkiler. Patlatmayı simule etmek için modelin ortasına bir yük uygulanmış ve 4×4 m'lik tek ve çift süreksizlik içeren modellerden elde edilen sonuçlarla "Monte Carlo Waveform Superposition Model" oluşturulmuştur. Normalize edilmiş model incelendiğinde, 4×4 m'lik modelde bile, modelin ortasından uzaklaştıkça dalga yayılım paterninde AFEM sonuçları ile polar yaklaşım sonuçlarının benzerliklerinin azaldığı görülmektedir. Patlatmaların çok daha büyük alanlarda yapılıyor olması, Blair'in bu çalışmasının uygulanabilirliği

açısından bir olumsuzluk olsa da, Blair bu çalışmasıyla literatüre çok önemli bir katkı koymuştur.

Bu tip modelleme çalışmalarının en büyük olumsuz yönü, tam ölçekli olarak patlatma yapılan sahayı temsil etmede yaşanan zorluklardır. Çünkü, doğada süreksizliklerin sayısı, eğimi, eğim yönü, yönelimi hiç bir zaman sabit değildir. Ayrıca, doğadaki gerilmeler üç boyutludur. Patlatma kaynaklı sismik sinyaller farklı yönlerde farklı oranlarda dağılırlar. Diğer bir deyişle, bir patlatmadan kaynaklanan sismik dalgalar, kaya kütlelerinin değişik yönlerde gösterdiği farklı özelliklerden dolayı, farklı yönlerde farklı oranlarda yayılırlar ve soğrulurlar. Ayrıca, kaya ortamının patlatmaya yakın bölgelerde doğrusal olmayan özellik gösterdiği bilinmektedir (Uyar ve Aksoy, 2019). Bu şu anlama gelmektedir: patlatmaya çok yakın bir noktadan alınan ölçümlerdeki dalga formu ile daha uzak bir noktadan alınan ölçümlerdeki dalga formu arasında davranışsal farklılıklar bulunmaktadır. Yakın mesafede, plastik etkiler görülürken (parçalanma), uzak mesafede artık bu etkiler yok olmuştur, sadece elastik etkiler görülür.

Bu çalışmanın en önemli amacı, tam saha modellemesindeki zorlukları ortadan kaldırmaya yönelik olarak 3 boyutlu dinamik sonlu elemanlar yöntemi kullanarak, patlatma sonucu oluşacak titreşimleri, patlatmadan istenilen uzaklıktaki bir mesafede tahmin edebilmektir. Burada kritik olan, kaynaktaki enerjiyi doğru tahmin edebilmektir ki sayısal modele doğru girdi parametresi verilebilsin. Bunu sağlamak için, pilot patlatma ve her bir deliği pilot patlatma gibi hazırlanmış grup patlatmasından kaynaklanan sismik dalgaların spektral ortamda oranlanması ile elde edilen doğrusal olmayan davranış sinyali kullanılır. Yöntemin ayrıntıları bir sonraki bölümde anlatılmıştır.

Yöntemin geliştirilmesi için saha çalışmaları bir altın madeninde yapılmıştır. Pilot ve grup patlatma verileri kullanılarak elde edilen sıfır noktasındaki dalga formu, 3B dinamik sayısal modele dahil edilerek model çözülmüştür. Daha sonra, pilot patlatma sinyali kullanılarak titreşimleri en az indiren en uygun gecikmelerin önerildiği yöntemimiz kullanılarak (Uyar ve Ecevitoglu, 2008) grup patlatması tasarlanmıştır. Grup patlatması yapılarak istenilen mesafelerde ölçülen parçacık hızları, sayısal modelin bulduklarıyla karşılaştırılmıştır. Sonuçlar birbiriyle çok uyumludur. Böylece bu çalışma sonucunda, bir grup patlatması sonucu oluşacak sismik dalgaların nasıl bir yayılım izleyeceği, hangi mesafelerde ne kadar titreşime sebep olacağı sayısal modelleme ile tahmin edilebilecektir.

2. PATLATMA İLE OLUŞACAK SİSMİK ENERJİNİN KAYNAKTA VE HEDEF NOKTADA HESAPLANMASI

3B dinamik sayısal modele kaynaktaki sismik enerji iki şekilde girilebilir;

- i) en yüksek parçacık hızı ya da ivme değeri olarak,
- ii) sismik dalga biçimi olarak

2017 yılında tamamlanan TÜBİTAK projemizde (Aksoy ve Uyar 2014) yaptığımız yeraltı ve yerüstü patlatma deneyleri sonucunda her iki durum için de kaynaktaki sismik enerji üretilebilmiştir. Bu proje, deformasyona izin vermeyen tahkimat sistemi geliştirilmesi ile ilgilidir. Yeraltı patlatmalarının tahkimatlara vereceği olası zararı ve etkilerinin, deformasyona izin vermeyen sistemin planlandığı nümerik modele girdi verisi olarak girilebilmesi için “kaynak” sismik enerji üretilmesi çalışması yapılmıştır. Ayrıca, o dönemde sayısal modelleme ile yapılan maden şevlerindeki duraylılık analizlerinde patlatmaların dinamik etkilerini gerçekçi olarak girebilmek için yapılan bu çalışmalar, zaman içerisinde, patlatmanın kaynağındaki enerji biliniirse 3B dinamik sayısal modelleme ile, patlatmaya istenilen mesafedeki etkilerin tahmin edilmesine evrilmiştir. Bu ise 1960’lardan günümüze dek halen kullanılma sebebi “var olan düzenin pekiştirilmesi”nden öteye gitmeyen “PPV-SD” (en yüksek parçacık hızı-ölçekli mesafe) ilişkisine bağlı görgül formül paradigmasının yıkılması anlamına gelmektedir. Aşağıda önce her iki şekilde de sismik enerjinin patlatma kaynağında tahmin yöntemi, sonra da bunlardan birisi ile yapılan karşılaştırmalı örnek çalışma verilmiştir.

2.1. Kaynakta ve hedef noktada patlayıcı ivmesinin (ya da parçacık hızının) hesaplanması

Bunun için yapılması gereken işlem sırası aşağıda verilmiştir (Aksoy ve Uyar, 2014):

1. Örnek patlayıcı patlama noktasına yerleştirilir.
2. Güvenli ama olabildiğince yakın bir uzaklığa sismometre yerleştirilir. Kaya sıçramalarından korumak için sismometrenin üzeri kapatılabilir (kapağın sismometreye değmemesi gerekir).
3. Patlama gerçekleştirilir ve patlama noktasına en yakın mesafeye yerleştirilen sismograftan parçacık-ivmesi A_0 ölçülür.
4. Formül-1’den ölçek katsayısı k hesaplanır.
5. Hedef noktadaki parçacık-ivmesi B_0 ölçülür.

6. Formül-2’den soğrulma katsayısı α hesaplanır.
7. Formül-3’den asıl patlayıcının patlama noktasındaki teorik parçacık-ivmesi A hesaplanır. Patlama noktasında ölçüm alınamayacağı için patlamaya en yakın noktada alınan sismograf ölçümü ile kaydedilen A_0 ivmesinden yararlanılarak elde edilen ölçek katsayısı kullanılarak, kaynak noktadaki teorik ivme A hesaplanır.
8. Formül-4’den asıl patlayıcının hedef noktadaki parçacık-ivmesi B hesaplanır.

Formül-5’den asıl patlayıcının limit kütlesi m_{limit} hesaplanır.

$$k = \frac{A_0^2}{m_0} \quad (1)$$

$$\alpha = \frac{\ln \frac{A_0}{B_0}}{x_0} \quad (2)$$

$$A = \sqrt{k m} \quad (3)$$

$$B = A e^{-\alpha x} \quad (4)$$

$$m_{limit} = \frac{(B_{limit} e^{\alpha x})^2}{k} \quad (5)$$

- k : Hesaplanan ölçek katsayısı ($g^2 \text{ kg}^{-1}$)
 A_0 : Örnek patlayıcının patlama noktasında ölçülen parçacık-ivmesi (g)
 m_0 : Örnek patlayıcının kütlesi (kg)
 α : Hesaplanan soğrulma katsayısı (m^{-1})
 B_0 : Örnek patlayıcının hedef noktada ölçülen parçacık-ivmesi (g)
 x_0 : Patlama noktası ile örnek patlama hedef noktası arasındaki uzaklık (m)
 A : Asıl patlayıcının patlama noktasında hesaplanan parçacık-ivmesi (g)
 m : Asıl patlayıcının kütlesi (kg) (muhtemelen $m > m_0$)
 B : Asıl patlayıcının hedef noktada hesaplanan parçacık-ivmesi (g)
 x : Patlama noktası ile asıl patlama hedef noktası arasındaki uzaklık (m) (muhtemelen $x > x_0$)
 m_{limit} : Asıl patlayıcının limit kütlesi (kg)
 B_{limit} : Asıl patlayıcının hedef noktada seçilen limit parçacık-ivmesi (g)
Yukarıdaki formüller, 16.06.2016 –İmbat Yeraltı Kömür Madeninde yapılan bir çalışmada uygulanarak kaynak hesaplaması yapılmıştır.

Çizelge 1, bu uygulamadaki parametreleri göstermektedir.

Çizelge 1. Kaynak hesaplamasında kullanılan uygulama parametreleri

Jeofon	Uzaklık (m)	Patlayıcı Miktarı, kg	Ölçülen İvme (g)
13638	31.5	28.8	1.564
12270	42.0	28.8	0.875
12269	52.5	28.8	0.742
14465	63.0	28.8	0.517

$$k = \frac{A_0^2}{m_0} = \frac{1.564^2}{28.8} = 0.0849 g^2 kg^{-1}$$

$$\alpha = \frac{\ln \frac{A_0}{B_0}}{x_0} = \frac{\ln \frac{1.564}{0.875}}{10.5} = 0.0553 m^{-1}$$

$$\alpha = \frac{\ln \frac{A_0}{B_0}}{x_0} = \frac{\ln \frac{1.564}{0.742}}{21} = 0.0355 m^{-1}$$

$$\alpha = \frac{\ln \frac{A_0}{B_0}}{x_0} = \frac{\ln \frac{1.564}{0.517}}{31.5} = 0.0351 m^{-1}$$

$$\alpha_e = (0.0553 + 0.0355 + 0.0351) / 3 = 0.042 m^{-1}$$

$$A = \sqrt{k m} = \sqrt{0.0849 \times 100} = 2.9138 g$$

$$B = A e^{-\alpha_e x} = 2.9138 e^{-0.042 \times 63} = 0.2067 g$$

$$m_{\text{limit}} = \frac{(B_{\text{limit}} e^{\alpha_e x})^2}{k} = \frac{(0.1 e^{0.042 \times 63})^2}{0.0849} = 23.4 kg$$

Yorum: Patlayıcı miktarı $m = 100$ kg olduğunda, patlama noktasında 2.9138 g'lik bir ivme yaratır. Patlama noktasına $x = 63$ m uzaklıkta $B = 0.2067$ g'lik bir ivme yaratır. Bu ivmenin 0.1 g'ye düşmesi için 23.4 kg'lık bir patlama yapmak gerekir.

2.2. Kaynakta ve hedef noktada sismik dalganın tahmin edilmesi

Kaynakta sismik enerjiyi parametrik olarak tahmin edebilmek için, patlatma yapılacak sahada,

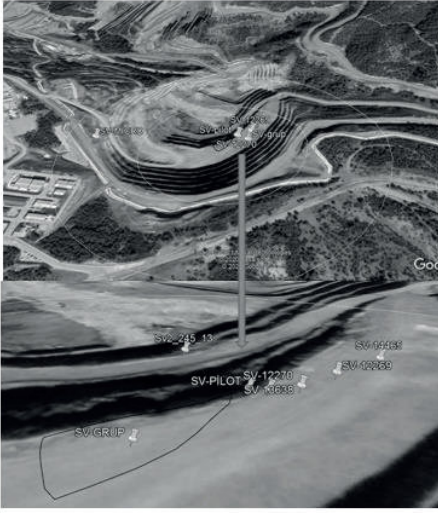
pilot patlatma yapılarak titreşim ölçer cihazın satüre olmadan konabileceği en yakın mesafeye (örneğin 10 m) konan cihazla ve bu cihaza belli mesafe uzaklıkta aynı hat üzerine konmuş en az bir başka cihazla sismik kayıt alınması gereklidir. Daha sonra, o sahadaki kazı çalışmalarında uygulanan rutin grup patlatma yapılarak yine aynı şekilde ölçüm alınır. Pilot patlatmanın yaratacağı enerjiyi kullanarak, istenen miktarda patlayıcının yaratacağı enerji teorik olarak hesaplanır, yani grup patlatmasından ortaya çıkacak toplam sismik enerji teorik olarak hesaplanır. Gerçekte yapılan grup patlatması ile oluşan enerji de ölçülür ve teorik olarak hesaplanana göre oranlanır. Böylece enerjinin olması gerekenden ne kadar azaldığı ortaya çıkar ki bu kısım bizim cihazla ölçtüğümüz, elastik kısımdır. Geri kalan enerji ise, kayayı kırmada kullanılan plastik enerjidir ve sayısal modelde kaynak verisi olarak kullanmamız gereken işte enerjinin bu bölümüdür. Böylece, o saha için, istenen miktarda patlayıcının kaynaktaki plastik enerjisi ve istenen hedef noktadaki elastik enerjisi hesaplanabilmektedir. Ortam değiştiğinde, yine bir pilot patlatma yapılmalı ve veriler tekrar oluşturulmalıdır.

3. ÖNERİLEN YÖNTEMİN UYGULANDIĞI SAHA ÇALIŞMASI

Çalışmanın yapıldığı maden sahası bir altın madenidir. Maden sahasında hakim kayaçlar volkanik, metamorfik ve intrusif kayaçlar olup, patlatma çalışmasının olduğu alanda volkanik kayaçlar mevcuttur.

3.1. Kaynakta sismik enerjinin hesaplanması

13.01.2021 tarihinde Şekil 1'de "SV-GRUP" ve "SV-PİLOT" adı ile gösterilen lokasyonda yapılan grup patlatmasından kaynaklanan sismik dalgalar, 4 adet sismograf ile kaydedilmiştir. Sismograf lokasyonları Şekil 1'de sismografların seri numaraları ile adlandırılarak gösterilmiştir (13638, 12269, 12270 ve 14465).



Şekil 1. 13.01.2021 Grup ve Pilot patlatması ve sismograf yerleri

Grup ve pilot patlatmasına ait patern bilgileri Çizelge 2’de, Patlatma kaynaklı ölçülen titreşimler Çizelge 3’de verilmiştir.

Çizelge 2. Grup ve Pilot patlatmasına ait patern bilgileri

Patlatma Tipi	Delik Çapı mm	Delik Paterni m	Delik Sayısı	Delik Boyu m	Q kg	Gecikme ms
Pilot	102	3x3.5	1	5-6	20 kg Anfo, 0.5 kg yemleme	
Grup	102	3x3.5	84	5-6	20 kg Anfo, 0.5 kg yemleme	Delikler arası 42; Sıralar arası 67

Çizelge 3. Patlatma kaynaklı ölçülen titreşimler

Sismograf	Mesafe m	Yanal, mm/s	Düşey, mm/s	Boyuna, mm/s	Vektörel Toplam, mm/s	Frekans, Hz	Süre, saniye
12270	Pilot:5	183.1	180.1	217.6	260.8	2	0.2
	Grup:10	90.68	63.50	49.40	96.02	22	0.5
13638	Pilot:10	24.26	38.86	42.80	48.65	21	0.2
	Grup:15	40.51	65.02	31.37	66.67	22	1
12269	Pilot:20	23.75	36.83	41.02	54.27	35	0.2
	Grup:30	19.30	36.96	31.62	44.84	24	1.2
14465	Pilot:40	11.81	38.86	12.70	39.08	30	0.5
	Grup:45	18.54	35.18	19.30	39.21	24	1.2
Micro	Pilot:261	0.875	1.324	1.915	2.317	7.5	1
	Grup:303	2.514	3.003	3.153	3.927	12	1.5

Sayısal modele patlatmalara ait bir zaman-serisi verebilmek için yapılan pilot ve grup patlatmalardan elde edilen zaman serileri oluşturularak ascii.txt formatta kaydedilmiştir. Çalışmanın uygulama kısmında, iki adet ascii. txt dosyası kullanılmıştır. İkisi de altın madeninde, kaynaktan 10 m uzaklıkta alınmış sismik kayıtlardır. Birinci dosya, toplam patlayıcının 20 kg (pilot delik), olduğu sismik sinyaldir. İkinci

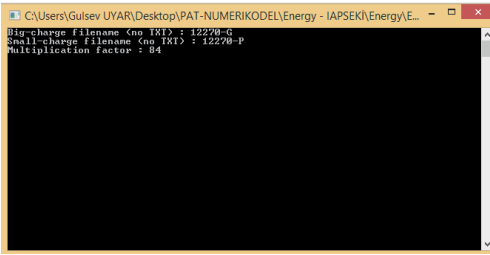
dosya, 84 delikli grup patlatmasına ait sinyal dosyasıdır. Grup patlatmadaki her delik de aynı pilot delik gibi 20 kg patlayıcıya sahiptir ve aynı şekilde doldurulmuştur.

Pilot patlatma, grup patlatmanın hemen yakınındadır. Pilot patlatmadan kaynaklanan sismik sinyal 84 kere toplanarak 84x20 kg'lık patlayıcının aralarına gecikme verilerek patlaması ile yaratacağı sinyal üretilmiş, sonra da gerçek

grup patlatma sinyali ile karşılaştırılmıştır. Aradaki fark kullanılarak pilot patlayıcı sinyalinden istenilen miktarda patlayıcının yaratacağı teorik sinyal üretilmiştir. Program çalıştırıldığında oluşan "Energy.EXE" programı 3 soru sormaktadır:

- 1) Big-charge filename (no TXT) :
Örneğin: 12270-G
- 2) Small-charge filename (no TXT) :
Örneğin: 12270-P
- 3) Multiplication factor :
Örneğin: 84

Şekil 2, bu ekranı göstermektedir.



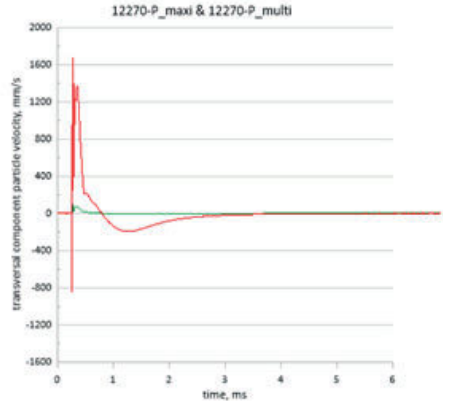
Şekil 2. Energy.exe programı ekran görüntüsü

"Energy.EXE" programı 3 yeni dosya yaratır:

- 1) " maxi" dosyası
Örneğin: source_maxi.dat
"12270-P.TXT" dosyasındaki PPV, "12270-G.dat" dosyasındaki PPV (96.02 mm/s) ile eşitlenmiş halde.
- 2) " multi" dosyası
Örneğin: source_multi.dat
"12270-P.TXT" dosyasındaki PPV, Multiplication Factor (84) ile çarpılmış halde.
- 3) "Rapor.TXT" dosyası
Big-charge enerji : Transversal Vertical Longitudinal
Small-charge enerji: Transversal Vertical Longitudinal
Maximum energy: Transversal Vertical Longitudinal
Multiplier enerji: Transversal Vertical Longitudinal

Yukarıdaki enerji miktarlarından, enerjinin ne kadarının (yüzde olarak) elastik dalga yayılımına, ne kadarının (yüzde olarak) plastik deformasyona harcadığı hesaplanabilir (Uyar vd., 2014).

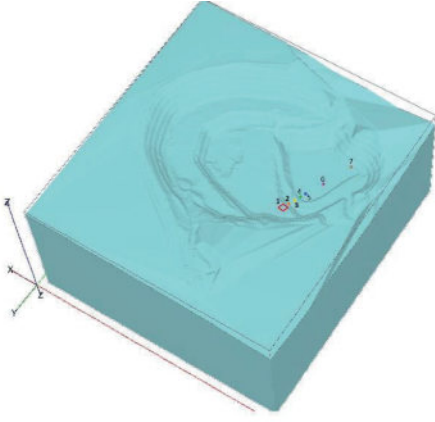
Şekil 3'de kırmızı ile gösterilen dalga biçimi kuramsal olarak 84 kere pilot patlatma sinyalinin toplanması ile üretilen (aralarında gecikme verilerek) Yanal-Bileşen Parçacık-Hızı kaydıdır. Yeşil ise, grup patlatmada görülen en yüksek PPV kadar normalize edilmiş kuramsal Yanal-Bileşen Parçacık Hızı kaydıdır. Pilot patlatmaya göre grup patlatmasında görülen genlik büyümesinin 84 kat değil de sadece 13 kat olması (260.8 mm/s x 84)/(1680mm/s)), ortamda lineer olmayan bir davranışın (non-linear behaviour) hakim olduğunu gösteriyor. Enerjinin büyük bir kısmı plastik deformasyona harcanıyor. Bu şekilde hesaplanan kaynaktaki enerji, 3B dinamik sayısal modele ascii.txt dosyası olarak entegre ediliyor.



Şekil 3. Sıfır noktasındaki sismik enerji: Pilot sinyalin linear toplanması ile elde edilen (kırmızı) ve non-linear davranışa göre hesaplanan, (yeşil) sismik dalga formu. Kabul edilen yeşil olandır.

3.2. Çalışmanın 3D Dinamik Sayısal Modelleme Safhası

Şekil 1'deki haritada yerleri gösterilen Grup ve Pilot patlatması ve sismograf yerleri Plaxis 3D'de Şekil 4'de gösterilen biçimde tanımlanmıştır.



Şekil 4. Modelde tanımlanan Grup ve Pilot patlatması ve sismograf yerleri. No:1 Patlatma yeri; No:2,3,4,5,6,7 sismograf lokasyonları.

Çalışma alanı volkanik kayalardan oluşmaktadır. 3D modelde kullanılan kaya parametreleri Çizelge 4'de verilmiştir.

Çizelge 4. Sayısal modelde kullanılan kaya parametreleri

Kaya tipi	E	c	(ϕ)	γ Birim hacim ağırlık (kN/m^3)	v
Volk,Kaya	553.2	667	24.34	24	0.25

E: deformasyon modülü, MPa

c: Kohezyon, kPa

ϕ : İçsel sürtünme açısı ($^\circ$)

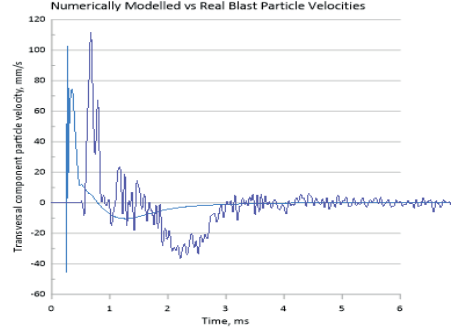
γ : Birim hacim ağırlık (kN/m^3)

v: Poisson oranı

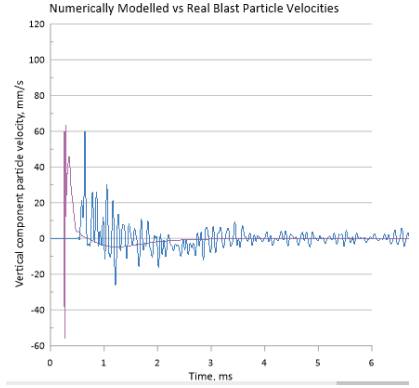
Sismografların patlatma alanına uzaklığı aşağıda verilmiştir;

- Sismograf 2. 10 metre
- Sismograf 3. 15 metre
- Sismograf 4. 25 metre
- Sismograf 5. 45 metre
- Sismograf 6. 100 metre
- Sismograf 7. 200 metre

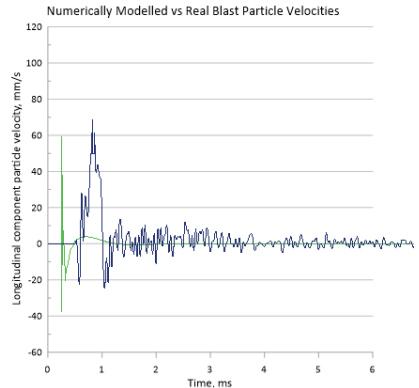
Patlatma noktasındaki patlama kaynağı verilerinin sayısal modele dahil edilmesiyle elde edilen sismik dalga hızları, tüm bileşenlerdeki (yanal, dikey ve boyuna) gerçek patlama kaynaklı sismik hızlarla uyumludur. Şekil 5, 6 ve 7 bu uyumluluğu göstermektedir.



Şekil 5. Gerçek patlatma yanal bileşen kaynak sinyali (sismograf 12270) ve sayısal modelleme ile tahmin edilen sinyal karşılaştırma (açık mavi gerçek- koyu mavi sayısal modelleme)

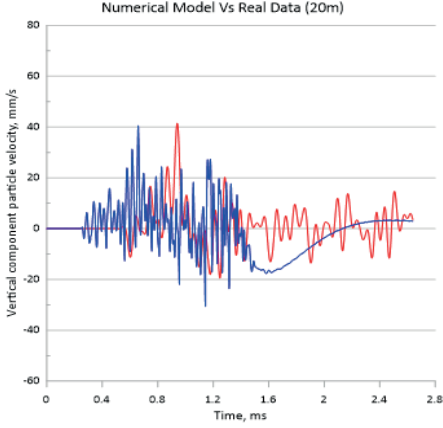


Şekil 6. Gerçek patlatma düşey bileşen kaynak sinyali (sismograf 12270) ve sayısal modelleme ile tahmin edilen sinyal karşılaştırma (mor gerçek- mavi sayısal modelleme)

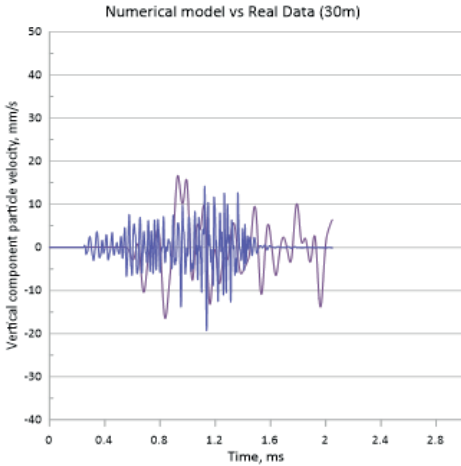


Şekil 7. Gerçek patlatma boyuna bileşen kaynak sinyali (sismograf 12270) ve sayısal modelleme ile tahmin edilen sinyal karşılaştırma (yeşil gerçek- mavi sayısal modelleme)

Bu durum, başka kaynak verileri ile de test edilerek görülmüş olup, yer kaplamaması için makalede sadece bu altın madenindeki karşılaştırmaya yer verilmiştir. Bu uyum görüldükten sonra, sayısal modelin 20 ve 30 m'deki tahminleri de, gerçek patlatma verileriyle karşılaştırmalı olarak aşağıda verilmiştir:

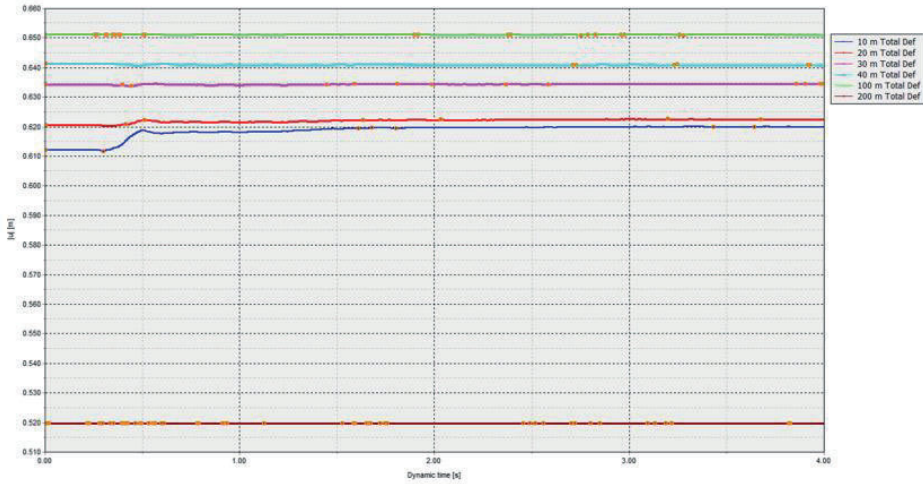


Şekil 8. Sayısal modelin tahmin ettiği (kırmızı) ve gerçek patlatma verisi (mavi) (patlatmaya 20 m mesafede)



Şekil 9. Sayısal modelin tahmin ettiği (mor) ve gerçek patlatma verisi (mavi) (patlatmaya 30 m mesafede)

Sayısal modelde mesafeyle değişen toplam deformasyon miktarları görülebilmektedir. Şekil 10'da 40 m'den sonra patlatma kaynaklı deformasyonların sıfırlandığı görülmektedir. Ayrıca, aynı patlatmadan kaynaklı sismik dalgaların 10 ve 40. metredeki sismograf kayıtlarını kullanarak hesaplanan sismik kalite faktörlerindeki değişiklik de dikkat çekicidir (sismik kalite faktörünün patlatma dalgalarından hesaplanması tarafımızdan 2020 yılında yayınlanmıştır (Aksoy ve Aksoy, 2020): Patlatmadan ilk 40 metreye kadar sismik kalite faktörü 0.43-0.85 aralığında değişirken, 40 metreden sonra 3.12'ye yükselmiştir. Sayısal modelleme ile deformasyonların sıfırlandığı alanın belirlenebilmesi ve bu alanın sismik kalite faktörü hesaplarıyla da uyumlu olması, patlatmanın doğrusal olmayan davranış gösterdiği alanın 40 m içerisinde olduğu, bu mesafeden sonra sismik dalgaların doğrusal davranış gösterdiğini anlamamıza sebep olmuştur.



Şekil 10. Sayısal modelde mesafeyle değişen toplam deformasyon miktarları

4. TARTIŞMA VE SONUÇLAR

Belirli dönemlerde, bir olayı açıklamaya yönelik hipotezler arasından bir veya birkaç tanesi “Egemen Paradigma” olarak o dünyada yerini alır (Yazgan 2016). Paradigmaya aykırı olan, onunla ters düşen görüşleri araştırmaya yönelen ya da tümüyle başka bir çizgide ilerleyen çalışmalar yeterince iltifat almazlar. Paradigma ile uyumlu, bağlantılı çalışmalar ise bir çeşit “var olan düzen pekiştiricisi” muamelesi görerek, bağlılıklarının ödülünü alırlar. Bu ödül, yayının saygın bir dergiye kabulünden, araştırmaya maddi destek sağlamaya kadar uzanır. Patlatma kaynaklı titreşimlerin tahmin edilmesi için 1960’lı yıllarda geliştirilen ve halen kullanılan “parçacık hızı-ölçekli mesafe” kuramı böyle bir paradigmadır. Mevcut paradigmanın ortadan kalkması, var olan düzeni bozarak kaotik sonuçlara sebebiyet verebileceği için 60 yıldan fazla süre geçmesine rağmen, patlatma kaynaklı titreşimlerin en aza indirilebilmesi ve tahmin edilebilmesi için hala patlayıcı madde kısıtlama temelli görgül formüller kullanılmaktadır.

Bu çalışma,

- Pilot patlatmadan kaynaklı yayılan sismik dalganın ortamın bütün jeoteknik parametrelerini (sürekli seti sayısı, yönü, doğrultusu, yeraltı suyu vb.) bünyesinde barındıran sismik imzası ile yapılması açısından,
- Patlatmanın sıfır noktasında yani kaynağında oluşan sismik enerjinin pilot ve grup patlatma sinyallerinden elde edilmesi açısından,
- Bu kaynak sinyalin 3D dinamik sayısal modele beslenmesi ve patlatma şartlarının

tanımlandığı modelden istenilen hedef noktada titreşimlerin tahmin edilmesi açısından,

- Patlatmanın doğrusal olmayan davranış gösterdiği yani plastik deformasyon bölgesinin hem sayısal modelle hem de sismik kalite faktörü hesaplanmasıyla belirlenmesi açısından,
- Patlatmaların dinamik etkilerinin önceden belirlenmesi sayesinde, henüz planlama aşamında şev duraylılığı analizlerine gerçek patlatma etkilerinin girilebilmesi açısından,
- Patlatma ve jeoteknik mühendisleri açısından bundan sonra daha hassas tasarımlar vermesine izin vermesi açısından,

çok önemlidir ve mevcut paradigmanın dışına çıkabilmeyi hedeflemektedir.

KAYNAKLAR

- Aksoy CO, Uyar GG. 2014-2017. Deformasyona İzin Vermeyen Tahkimat Sisteminin Geliştirilmesi. TUBITAK Project No:114M566.
- Aksoy GG, Aksoy CO. 2020. Patlatma Kaynaklı Titreşimlerin Tahmininde Sismik Kalite Faktörü Kullanımı. MT Bilimsel, Vol.8,(18), 133-145.
- Blair DP. 2020. Approximate models of blast vibration in non-isotropic rock masses. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 128. 104-245.
- Simangunsong GM, Wahyudi S. 2015. Effect of bedding plane on prediction blast-induced ground vibration in open pit coal mines. Int J Rock Mech Min Sci.79:1–8.
- Singh SP, Narendrula R. 2004. Assessment and prediction of rock mass damage by blast vibrations. In: Proc. 13th Int. Symp. Mine Planning and Equipment Selection, Wroclaw. 317–322, 1-3.
- Uyar G.G., Aksoy C.O. 2019. Comparative Review and Interpretation of the Conventional and New Methods In

- Blast Vibration Analyses. Geomechanics and Engineering, Vol. 18, Issue 5, 545-554. <https://doi.org/10.12989/gae.2019.18.5.545>
- Uyar GG, Aksoy CO, Ecevitoglu B, Kaypak B. 2014. Partition of Elastic/Plastic Energy in Mine Blast. International Conference of Mining, Material and Metallurgy, MMM'14.
- Uyar GG, Ecevitoglu B. 2008. Waveform Analysis In Mitigation Of Blast_ Induced Vibrations. Journal of Applied Geophysics. Vol.66, p. 25-30.
- Yazgan Y., 2016. Yaşantıların Psikolojisi ve Biyolojisi. Remzi Kitabevi, 285 sayfa.
- Zhou JM. 2016. The Effect of Joints on Rock Masses under Blast-Induced Vibration. PhD Thesis. Univ Hong Kong
- Zou F, Gong L. 2017. Experimental study on the propagation characteristics of blasting vibration in layered rock masses. In: Asia-Pacific Engineering Technology Conf. Kuala Lumpur: APETC; 2017:889–896, 25-26. <https://doi.org/10.12783/dtetr/apetc2017/11099>

Açık ocak madenciliğinde işletme güvenliğinin sağlanmasına yönelik ortak proje kavramının maden mevzuatı açısından incelenmesi

Investigation of joint project concept for ensuring operational safety in open pit mining in terms of mining legislation

A. Akbulut, S. Bostancı, B.G. Demir, A.K. Özdoğan

Bu bildiri için yazarların bağlı olduğu kurum tarafından yayınlanmaması kararı verilmiştir. Bu nedenle söz konusu bu bildiri, bildiriler kitabından çıkartılmıştır.

Examining the factor of safety in open pits with multiple pit

Çok ocaklı açık ocaklarda güvenlik faktörünün incelenmesi

C. O. Aksoy

D.E.Ü. Müh. Fak. Maden Müh. Bölümü, İzmir-Türkiye

G. G. Uyar Aksoy

H.Ü. Müh. Fak. Maden Müh. Bölümü, Ankara-Türkiye

H. E. Yaman

D.E.Ü. Torbalı MYO, Maden Teknolojileri Bölümü, İzmir-Türkiye

ABSTARCT: Many things change and develop every day in mining. In the developing mining industry, small mining areas can no longer meet the needs. Small-scale mining operations, especially in metal mines, lose their economic operability day by day. For this reason, there are many mining sites operated on a very large scale today. In this paper, researches were conducted in a mining operation that includes more than one open pit. Research has been done on the comparison of the safety factors of each open pit alone and the integrated safety factor that is obtained by analyzing all open pits together. When the results were examined, it was seen that the overall safety factor was lower.

ÖZET: Madencilikte her gün birçok şey değişiyor ve gelişiyor. Gelişmekte olan madencilik sektöründe, küçük madencilik alanları artık ihtiyaçları karşılayamamaktadır. Özellikle metal madenlerinde yapılan küçük ölçekli madencilik operasyonları, ekonomik çalışabilirliklerini her geçen gün kaybetmektedir. Bu nedenle günümüzde çok büyük ölçekte işletilen birçok maden sahası bulunmaktadır. Bu bildiride, birden fazla açık ocak içeren bir maden işletmesinde araştırmalar yapılmıştır. Araştırmalar, her bir açık ocağın tek başına güvenlik faktörleri ile bütün açık ocakların birlikte analiz edilmesiyle ortaya çıkan bütünlük güvenlik faktörünün karşılaştırılması üzerine yapılmıştır. Sonuçlar incelendiğinde, bütüncül güvenlik faktörünün daha düşük olduğu görülmüştür.

1. INTRODUCTION

Slope stability is one of the most critical parameters in open-pit mines. Keeping the slopes as high angle as possible and being in the safe area while doing this is very important. In this way the stripping ratio will be low and mine can be operated economically. But safety comes first. Because of this, slope angles are generally low. In addition parameters such as, groundwater, rock type, discontinuities etc. significantly affects the slope stability. In Figure 1, the factors of affecting slope stability have been given (Atkinson, 1977).

2. DETERMINATION OF ROCK MASS PARAMETERS

Realizing the final design in rock engineering requires a long and expensive process. Determining the rock parameters and characteristics at the beginning of the studies is very critical. For this purpose, rock mass classification systems developed by some researches are given in Table 1 (Palmström, 1995,

Edelbro et al. 2006, Palmström and Stille, 2007, Aksoy et al. 2012).

There are five different rock type in the study area. Namely, mica shist, QFP (Quartz-Feldspar Porphyry), volcanic rocks, metamorphic rocks and intrusive rocks. Some of the data used in these analyzes were given to us by mine field owner and some of the data used in these analyzes were determined by the laboratory analyses made by us on the drilling samples taken from the mine field. It is generally known that in situ tests of the deformation modulus of rock mass are subject to measurement errors, both from equipment, test site preparation and blasting damage in the test adit (Palmstrom and Singh, 2001). Therefore, good site characterizations of the rock mass and use of an appropriate indirect method may in many cases give better results than expensive in situ measurements (Palmstrom and Singh, 2001). Using the available experimental data, some empirical direct relations among different mechanical properties and some rock mass classification parameters proposed by various researchers are listed in Table 2. (Aydan et al., 2014).

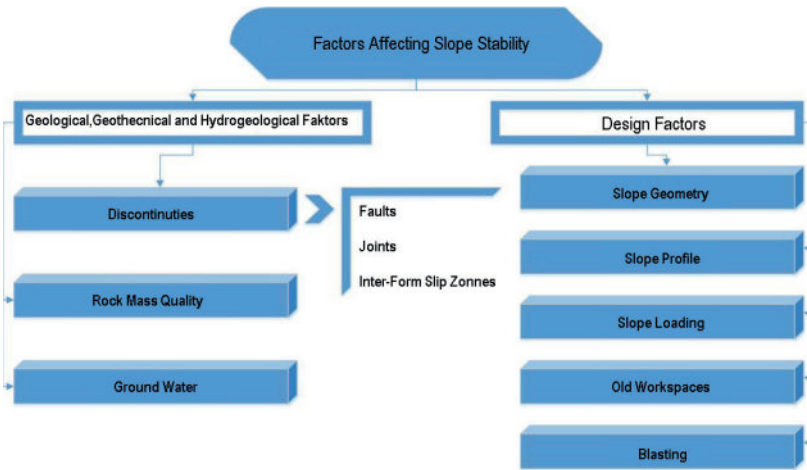


Figure 1. Factors affecting slope stability (Atkinson, 1977)

Table 1. Some rock classification systems (Palmström, 1995, Edelbro et al., 2006, Palmström and Stille, 2007, Aksoy, 2012)

Name	Form and type ^a	Main applications and remarks	Author and first version
Terzaghi rock load classification system	Descriptive and behaviouristic form Functional type	Tunnels with steel support (unsuitable for modern tunnelling)	Terzaghi (1946)
Lauffer's stand-up time classification	Descriptive form General type	For input in tunnelling design (conservative)	Lauffer (1958)
New Australian tunneling method (NATM)	Descriptive and behaviouristic form Tunneling concept	For excavation and design in incompetent ground (utilized in squeezing ground condition)	Rabczewicz (1964, 1965)
Rock classification for rock mechanical purposes	Descriptive form	For input in rock mechanics	Patching and Coates (1968)
Unified classification of soils and rock	General type Descriptive form	Based on particles and blocks for communication	Deere et al. (1969) in
Rock Quality Designation (RQD)	General type Numerical form	Based on core logging; used in other classification systems	Deere and Deere (1988) Deere et al. (1967)
Size-strength classification	General type Numerical form Functional type	Based on rock strength and block diameter, used mainly in mining	Franklin (1975)
Rock Structure Rating (RSR)	Numerical form Functional type	For design of (steel) support in tunnels (not useful with steel fibre shotcrete)	Wickham et al. (1972)
Rock Mass Rating (RMR)	Numerical form Functional type	For design of tunnels, mines, and foundations	Bieniawski (1973)
Q Classification System	Numerical form Functional type	For design of support in underground excavation (tunnel, large caverns)	Barton et al. (1974)
Mining RMR (MRMR)	Numerical form Functional type	Rock support in mining	Laubscher (1975) in
Typological classification	Descriptive form	For use in communication	Laubscher (1977) Matula and Holzer (1978)
Unified rock classification system	General type Descriptive form	For use in communication	Wiliamson (1980)
Basic geotechnical classification (BGD)	General type Descriptive form	For general applications	ISRM (1981)
Slope Mass Rating (SMR)	Numerical form Functional type	Forecast stability problems and support techniques for slopes	Romana (1985)
Geological Strength Index (GSI)	Numerical form Functional type	Indicates the strength of rock masses, input to engineering applications	Hoek (1994)
Rock Mass Index (RMi)	Numerical form Functional type	Rock engineering, general characterization, design of support	Palmström (1995)

^aGlosaary: Descriptive form: input to the system is mainly based on descriptions;
Numerical form: input parameters are given numerical ratings according to their character;
Behaviouristic form: input is based on rock mass behaviour in a tunnel;
General type: system is worked out to serve as a general characterization;
Functional type: system is structured for a special application (for example, for rock support).

Table 2. Direct relations between rock mass classification and properties of rock mass (Aydan et al., 2014).

Property	Empirical relation	Proposed by
Deformation modulus, E_m	$E_m = 2RMR - 100$ (GPa) (for $RMR > 50$)	Bieniawski (1978)
	$E_m = 10^{((RMR-10)/40)}$ (GPa)	Serafim and Pereira (1983)
	$E_m = e^{(4.407+0.081 \cdot RMR)}$ (GPa)	Jašarević and Kovačević (1996)
	$E_m = 0.0097RMR^{3.54}$ (MPa)	Aydan et al. (1997)
	$E_m = 25 \log Q$ (GPa)	Grimstad and Barton (1993)
	$E_m = (1 - \frac{D}{2}) \sqrt{\frac{\sigma_{ci}}{100}} 10^{((GSI-10)/40)}$	Hoek et al. (2002)
	(GPa) (for $\sigma_{ci} < 100$ MPa)	
	$E_m = 100 \frac{(1-0.5D)}{1+e^{((75+25D-40G)/11)}}$ (GPa)	Hoek and Diederichs (2006)
	$E_m = 0.135 \left[E_i + \frac{1}{WD} \cdot \frac{RQD}{100} \right]^{1.1811}$ (GPa)	Kayabasi et al. (2003)
	$E_m = 5.6RMI^{0.3}$ (GPa) (for $RMI > 0.1$)	Palmström (1996)
	$E_m = 0.1(RMR/10)^3$	Mitri et al. (1994)
	$E_m = 7(\pm 3) \sqrt{10^{(RMR-44)/21}}$ (GPa)	Diederichs and Kaiser (1999)
	$E_m = 10Q^{1/3}$ (GPa)	Barton (1995)
	$E_m = 10 \left(Q \frac{\sigma_m}{100} \right)^{1/3}$ (GPa)	Barton (2002)
	$E_m = 10^{((GSI-10)/40)} \sqrt{\frac{\sigma_m}{100}}$ (GPa)	Hoek and Brown (1997)
	$E_m = 0.0876RMR$ (GPa) (for $RMR > 50$)	Galera et al. (2005)
	$E_m = 0.0876RMR + 1.056(RMR - 50) + 0.015(RMR - 50)^2$	Galera et al. (2005)
	(GPa) (for $RMR \leq 50$)	
Uniaxial compressive strength, σ_{cm} (MPa)	$\sigma_{cm} = 0.0016RMR^{2.5}$	Aydan et al. (1997)
	$\sigma_{cm} = 5\gamma \left(Q \frac{\sigma_m}{100} \right)^{1/3}$	Barton (2002)
Friction angle, ϕ_m (°)	$\phi_m = 20 + 0.5RMR$	Aydan and Kawamoto (2001)
	$\phi_m = 20\sigma_{cm}^{0.25}$	Aydan et al. (1993)
	$\phi_m = \tan^{-1} \left(\frac{J_n}{J_r} \times \frac{J_w}{J_a} \right)$	Barton (2002)
Cohesion, c_m (MPa)	$c_m = \frac{\sigma_{cm}}{2} \frac{1 - \sin \phi_m}{\cos \phi_m}$	Aydan and Kawamoto (2001)
	$c_m = \left(\frac{RQD}{J_n} \times \frac{1}{SRF} \times \frac{\sigma_m}{100} \right)$	Barton (2002)
Poisson's ratio, ν_m	$\nu_m = 0.25(1 + e^{-\sigma_{cm}/4})$	Aydan et al. (1993)
	$\nu_m = 0.5 - 0.2 \frac{RMR}{RMR+0.2(100-RMR)}$	Tokashiki and Aydan (2010)

E_m deformation modulus of rock mass, E_i Young's modulus of intact rock, RMR rock mass rating, Q rock mass quality, GSI Geological Strength Index, D disturbance factor, σ_{ci} uniaxial compressive strength of intact rock, σ_{cm} uniaxial compressive strength of rock mass, RQD Rock Quality Designation, RMI Rock Mass Index, WD weathering degree; ϕ_m friction angle of rock mass, c_m cohesion of rock mass, ν_m Poisson's ratio of rock mass, J_n joint set rating, J_r joint roughness rating, J_w joint water rating, J_a joint alteration rating, SRF stress reduction factor, c rock density (t/m^3)

The rock parameters used in numerical model were determined in the light of Table 2. Rock parameters used in numerical model are given in Table 3.

Table 3. Rock parameters used in numerical model

Rock Types	γ (kN/m^2)	σ_c (MPa)	ϕ (°)	ν	C (kPa)	E (MPa)
MICA SHIST	22,80	10,67	16,71	0,25	273	405,96
QFP	22,75	20,87	22,75	0,20	414	525,87
VOLKANIC	23,61	18,53	22,62	0,22	667	553.20
METAMORPHIC	22,30	7,04	24,34	0,27	234	524.90
INTRUSIVE	23,84	7,49	24,08	0,25	264	480.92

3. NUMERICAL MODEL ANALYSIS

In this study numerical model analysis were made of three different slopes located close to each other. In addition, a numerical model analysis covering all these three slopes was made and their interactions with each other were examined. The

condition of the mine slopes created in the numerical model are given in Figure 2. Since there is no surface data of slope 1, a representative surface was created in the numerical model. The parameters such as slope angles, rock properties, slope height, slope widths etc. of the surface created correspond exactly to the reality.

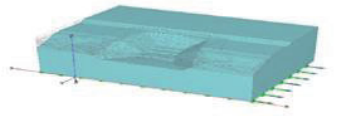
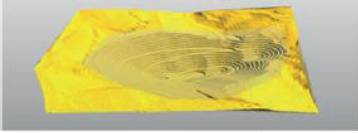
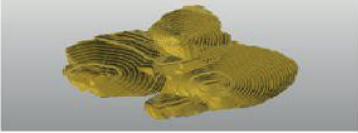
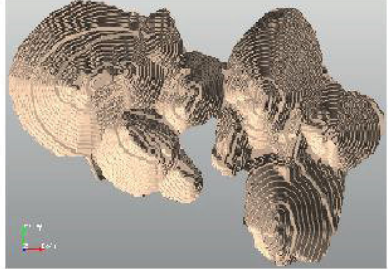
	SLOPE 1
	SLOPE 2
	SLOPE 3
	THE CONDITION OF ALL SLOPES

Figure 2. The condition of slopes

The rock mass of slope 1 is mica schist, the rock masses of slope 2 are volcanic rock, metamorphic rock and intrusive rock, the rock masses of slope 3 are QFP and mica schist. 3D numerical modelling software using “Finite Elements Method” was used in slope stability analysis. Since the Finite Elements Method is the first method developed mathematically, it performs much better than others methods.

- Analysis were generally carried out in 3 stages,
- First Stage: Initial phase, this is the stage where the initial conditions are created by applying the K0 procedure.
 - Second Stage: Where all excavation phases are made
 - Third Stage: At this phase the factor of safety was determined by c-Phi method

The results of the numerical analysis for slope 1, slope2, slope 3 and all slopes are given in Figure 3. and Figure 4.

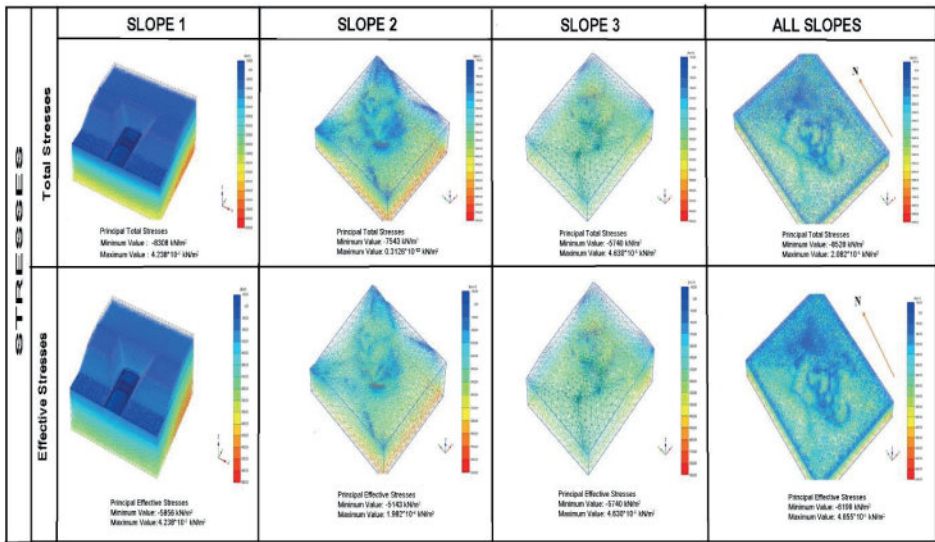


Figure 3. Results of all numerical model analysis (total and effective stresses)

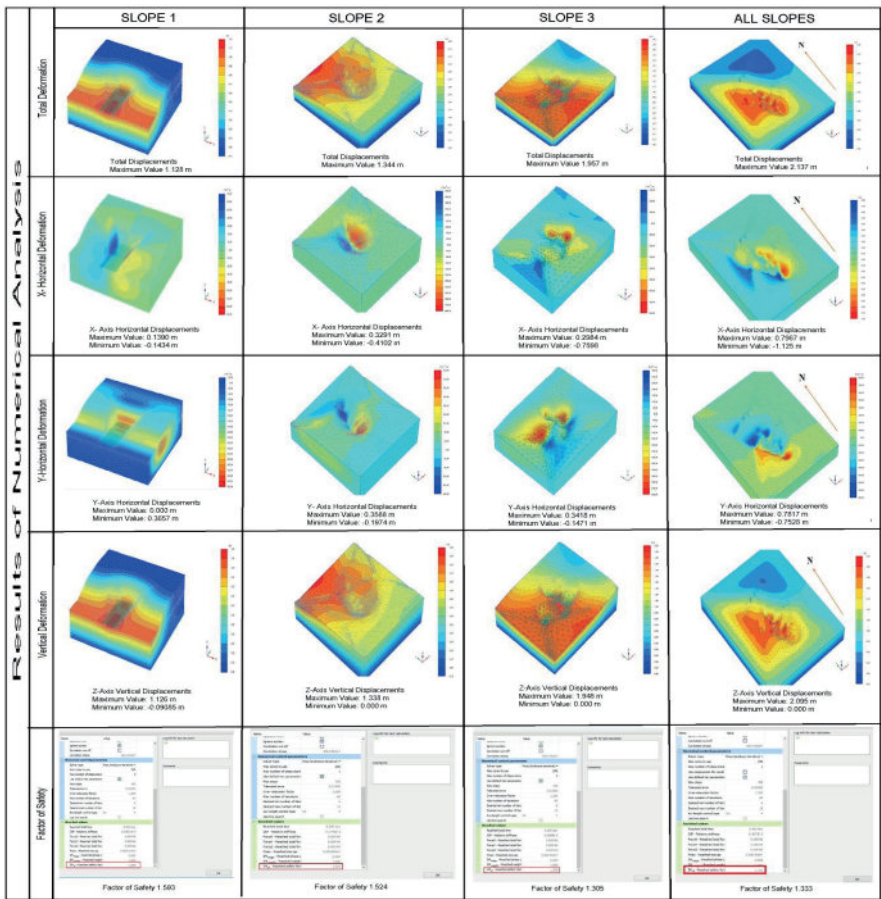


Figure 4. Results of all numerical model analysis (deformations and factor of safety)

4. CONCLUSION

The rock mass observed in the field can be defined as “Squeezing Rock”. However, Mohr-Coulomb Failure Criteria was used in the analysis. The reason of that the results are closer to reality with the Mohr-Coulomb Failure Criteria compared to other failure mechanisms.

For Slope 1, it is seen that the total deformations occurring in the model after all excavations have been completed is 1.128 m. There are 0.1434 m maximum and 0.1390 m minimum deformations occurred in the horizontal x-axis of the model. There are 0.3657 m maximum and 0 m minimum deformations occurred in the horizontal y-axis of the model. There are 1.126 m maximum and 0.09085 m minimum deformations occurred in the vertical z-axis of the model. The model has a minimum 4.238×10^{-6} kN/m² and a maximum 5856 kN/m² principal effective stresses. The model has a minimum 4.238×10^{-6} kN/m² and a maximum 8308 kN/m² principal total stresses. After all the excavation steps completed, the factor of safety was determined by c-Phi reduction method. The factor of safety formed as of the final version of the model is determined as 1.593.

For Slope 2, it is seen that the total deformations occurring in the model after all excavations have been completed is 1.344 m. There are 0.4102 m maximum and 0.3291 m minimum deformations occurred in the horizontal x-axis of the model. There are 0.3588 m maximum and 0.1974 m minimum deformations occurred in the horizontal y-axis of the model. There are 1.338 m maximum and 0 m minimum deformations occurred in the vertical y-axis of the model. The model has a minimum 1.982×10^{-6} kN/m² and a maximum 5143 kN/m² principal effective stresses. The model has a minimum 0.326×10^{-12} kN/m² and a maximum 7543 kN/m² principal total stresses. After all the excavation steps completed, the factor of safety was determined by c-Phi reduction method. The factor of safety formed as of the final version of the model is determined as 1.524.

For Slope 3, it is seen that the total deformations occurring in the model after all excavations have been completed is 1.957 m. There are 1.125 m maximum and 0.7967 m minimum deformations occurred in the horizontal x-axis of the model. There are 0.7817 m maximum and 0.7528 m minimum deformations occurred in the horizontal y-axis of the model. There are 2.095 m maximum and 0 m minimum deformations occurred in the vertical y-axis of the model. The model has a minimum 4.630×10^{-6} kN/m² and a

maximum 5740 kN/m² principal effective stresses. The model has a minimum 4.630×10^{-6} kN/m² and a maximum 5740 kN/m² principal total stresses. After all the excavation steps completed, the factor of safety was determined by c-Phi reduction method. The factor of safety formed as of the final version of the model is determined as 1.305.

For all slopes, it is seen that the total deformations occurring in the model after all excavations have been completed is 2.137 m. There are 1.125 m maximum and 0.797 m minimum deformations occurred in the horizontal x-axis of the model. There are 0.782 m maximum and 0.753 m minimum deformations occurred in the horizontal y-axis of the model. There are 2.095 m maximum and 0 m minimum deformations occurred in the vertical y-axis of the model. After all the excavation steps completed, the factor of safety was determined by c-Phi reduction method. The factor of safety formed as of the final version of the model is determined as 1.333.

When we look at the numerical model with all slopes, it is seen that the total deformation in Slope-1 increased to approximately 1.45 m. with the interaction of other slopes. It observed that the minimum and maximum values of horizontal deformations in x-axis and y-axis increased to approximately 0.25 m and 0.50 m respectively. It observed that the values of vertical deformations in z-axis increased to approximately 1.8 m. It is observed that the maximum total and effective stresses increased to approximately 6100 kN/m² and 8500 kN/m².

When we look at the numerical model with all slopes, it is seen that the total deformation in Slope-2 increased to approximately 2 m. with the interaction of other slopes. It observed that the minimum and maximum values of horizontal deformations in x-axis and y-axis increased to approximately 1.125 m and 0.78 m respectively. It observed that the values of vertical deformations in z-axis increased to approximately 2.095 m. It is observed that the maximum total and effective stresses increased to approximately 5800 kN/m² and 7800 kN/m².

When we look at the numerical model with all slopes, it is seen that the total deformation in Slope-3 increased to approximately 2.1 m. with the interaction of other slopes. It observed that the minimum and maximum values of horizontal deformations in x-axis and y-axis increased to approximately 1 m and 0.8 m respectively. It observed that the values of vertical deformations in z-axis increased to approximately 2.095 m. It is observed that the maximum total and effective

stresses increased to approximately 6000 kN/m² and 8000 kN/m².

5. DISCUSSION

As can be seen there are differences between the analyzes performed independently from each other and the analyzes in which all the slopes are considered together. When all slopes are considered together, it is seen that total-effective stresses and horizontal-vertical deformations are higher than independent analysis of for each slopes. This situation reveals the necessity of staying in a safer zone especially for the slopes where the safety factor is low.

In the analysis of all slopes, when the safety factor stage is analyzed, it is concluded that possible failure is likely to occur in Slope-I region. In this case, the safety factor was calculated as 1.333 according to the analysis.

REFERENCES

- Aksoy CO., Geniş M., Uyar Aldaş GG., Özacar V., Özer S.C., Yilmaz Ö., 2012, A comparative study of the determination of rock mass deformation modulus by using different empirical approaches", *Engineering Geology*, 131-132, 19-28
- Atkinson, T., 1977. "Surface Mining. De ingénieur", jrg 89, nr 28/29.
- Aydan Ö., Ulusay A., Tokashiki N., 2014. "A New Rock Mass Quality Rating System: Rock Mass Quality Rating (RMQR) and Its Application to the Estimation of Geomechanical Characteristics of Rock Masses", *Rock Mech. Rock Eng.*, 47, 1255-1276
- Edelbro, C., Sjöberg, J., Nordlund, E., 2006. A quantitative comparison of strength cri- teria for hard rock masses. *Tunnell. Undergr. Space Technol.* 22, 57–68.
- Palmström, A., 1995. RMI-a Rock Mass Characterization System For Rock Engineering Purposes. Ph.D. thesis. Univ. of Oslo, (www.rockmass.net).
- Palmstrom, A. and Singh, R. (2001) The Deformation Modulus of Rock Masses: Comparisons between in Situ Tests and Indirect Estimates. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 16, 115-131.
- Palmstrom, A., Stille, H., 2007. Ground behaviour and rock engineering tools for under- ground excavations. *Tunnell. Undergr. Space Technol.* 22, 363–376.

YERALTI MÜHENDİSLİK UYGULAMALARI
UNDERGROUND ENGINEERING APPLICATIONS

Prof. Dr. Erdal ÜNAL'ın anısına...

Profesör Bieniawski anısına *In memory of Professor Bieniawski*

H. Gerçek

Emekli öğretim üyesi, Ankara

ÖZET: Bu bildiride; kaya mekaniği ve kaya mühendisliğine, günümüzde de geçerli olan, önemli katkılarıyla iyi tanınan Profesör Z. T. Bieniawski (1936-2017) ile ilgili çeşitli bilgilere yer verilmiştir. Öncelikle, Bieniawski'nin Avrupa'da başlayıp, Afrika'da devam eden ve Amerika'da sona eren ilgi çekici hayat hikâyesi özetlenmiştir. Sonra, bu ünlü bilim adamının disiplinimize, mühendisliğe, bilim dünyasına, akademik hayata vs. olan değerli katkılarından bahsedilmiştir. Daha sonra, Bieniawski'nin bildirinin yazarı ile olan ilişkilerine değinilerek, bazı ilginç anıları paylaşılmıştır. Son olarak da, Bieniawski'nin yaşamının az bilinen yönlerinden bahsedilerek, hayat hakkındaki bazı görüşlerine yer verilmiştir.

ABSTRACT: In this paper, various information are presented about Professor Z. T. Bieniawski (1936-2017), who is well recognized due to his important, and which are still valid, contributions to rock mechanics and rock engineering. Firstly, the interesting life story of Bieniawski, which started in Europe, continued in Africa and ended in America, is summarized. Then, the valuable contributions of this famous scientist to our discipline, to engineering, to the world of science, academia etc. are mentioned. After that, the relationship between Bieniawski and the author is addressed and some of their interesting memories are shared. Finally, the lesser-known aspects of Bieniawski's life are mentioned, and some of his views involving philosophy of life are given.

1 GİRİŞ

Bu bildiri, Profesör Richard Z.T. Bieniawski'nin (1936 – 2017) ansına ithaf edilmiştir. Kaya mekaniği disiplinine yaptığı önemli katkılarıyla tanınan bu ünlü bilim adamıyla ilgili çeşitli bilgiler, onunla yaklaşık 40 yıl süren hoca-öğrenci, usta-çırak ve ağabey-kardeş ilişkisi yaşayan bildiri yazarı tarafından derlenmiştir.

Bildiride, önce, Profesör Bieniawski'nin hayat hikâyesinin özeti, fazla bilinmeyen yönlerine de değinilerek, sunulmaktadır. Sonra, bir bilim insanı olarak yaptığı değerli katkıları, çeşitli yönlerden ele alınmıştır. Daha sonra, merhumun bildiri yazarı ile olan ilişkileri, yaşadıkları ilginç anıları da içerecek şekilde anlatılmıştır. Yazının sonunda ise, ancak onu yakından tanıyanların bildiği, ilginç yönlerinden ve hayat felsefesinden bahsedilmiştir.

2 HAYAT HİKÂYESİ

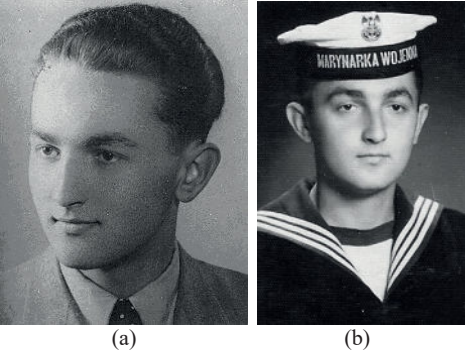
Profesör Bieniawski'nin hayat hikâyesinin bazı ilginç detayları; üniversiteden arkadaşı olan maden

mühendisi A.J. Mihulka'nın onun için kaleme aldığı önsöz yazısından (Mihulka 1996), Bieniawski'nin yaptığı sunumlarındaki özgeçmiş bilgilerinden, çeşitli yazılarından (Bieniawski 1996a, b) ve kendisi tarafından hazırlanmış ilginç bir web sitesinden (Bieniawski 2015) derlenmiştir.

2.1 Avrupa

Babasının (Tadeusz Josef, 1903-1973) ebeveynleri Polonyalı, annesininkiler (Alicja Ida, 1913-1960) ise Avusturyalı olan Zdzisław Tadeusz Bieniawski, 1 Ekim 1936'da Polonya'nın Krakow şehrinde dünyaya geldi. Her ikisi de öğretmen olan anne ve babası, II. Dünya Savaşı nedeniyle 1939'da ayrı düştüler. Baba Tadeusz Bieniawski, o tarihte Kuzey Rodezya'nın parçası olan Mufulira'ya yerleşti.

Çocukluğu ve ergen yaşamı Polonya'da geçen Zdzisław, 1954 yılında liseyi başarıyla bitirdi (Şek. 1.a). Denizcilığe olan merakına rağmen, ailesinin de etkisiyle, mimar-mühendislik eğitimine başladıysa da, 18 ay sonra, Baltık kıyısındaki Gdansk Teknik Üniversitesi'nde "gemi inşaatı" bölümünde öğrenci oldu (Şek. 1.b).



Şekil 1. Zdzisław Tadeusz Bieniawski (a) lise mezunu (1954), (b) “Gemi İnşaatı” bölümü öğrencisi

Üniversitede dördüncü yılını tamamladığı 1958’de meydana gelen Polonya-Macaristan ayaklanması sırasında açılan Polonya sınırları, 19 yıldır göremediği babasına kavuşma olanağını sağladı ve aynı yıl tüm aile Afrika’ya göç etti.

2.2 Afrika

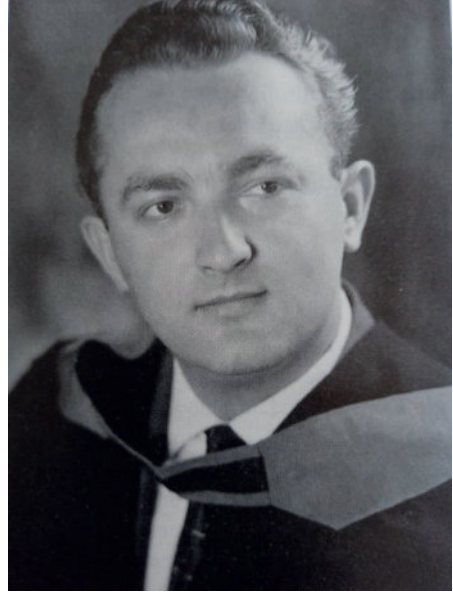
1958’de bir bakır madenciliği şehri olan Mufulira’daki baba evine gelen Zdzisław, karayla çevrili ve denizden uzak Kuzey Rodezya’da (bugünkü adıyla Zambiya) gemi inşaatı yapılmadığını görünce, kariyeri konusunda sıkıntıya düştü. Güney Afrika Cumhuriyeti başkenti Johannesburg’daki Witwatersrand Üniversitesi’nde makine mühendisliğine başladı. Bu arada, İlk iki isminin (Zdzisław ve Tadeusz) söylenişindeki zorluktan kurtulmak için üçüncü ismi “Ryszard”ı (İngilizcesi Richard) kullanmaya başladı. Dostları ise onu “Dick” lakabıyla çağırıyorlardı.

1961 başında, Mufulira’daki babasını ziyaret eden genç Bieniawski, oradaki bir bakır madeninde yaz stajını yaparken yeraltı madenciliği ile tanıştı. Aynı yıl, Johannesburg’a dönüşünde, deneysel gerilme çözümlemesi konusundaki son sınıf projesini değerlendirmek üzere, CSIR’a bağlı Ulusal Makine Mühendisliği Araştırma Enstitüsü’nden dış uzman olarak davet edilen Dr. Evert Hoek sayesinde de “kaya mekaniği” disiplini ile tanıştı (Bieniawski 1996b).

1961’de lisans eğitimini tamamladıktan (Şek. 2) sonra lisansüstü eğitime başlayan Bieniawski, 1963’te de M.S. derecesini aldı ve ısı gerilme çözümleyicisi olarak Pretoria’daki Atomik Enerji Kurumu’na girdi. Doktora yapmayı hedeflediğini aynı şehirde araştırma laboratuvarı olan dostu Dr. Hoek’a açıklamasından kısa bir süre sonra, Ulusal Makine Mühendisliği Araştırma Enstitüsü başındaki

Dr. D.R. Denkhaus’tan aldığı bir davet yazısı sonucu, doktora yapma olanağıyla ve “kaya mekaniği” disiplinde çalışmak üzere, 1964’te CSIR’e bağlı Ulusal Makine Mühendisliği Araştırma Enstitüsü’nün kadrosuna katıldı.

Aynı yıl, İskoçya asıllı bir tarihçi ve kütüphaneci olan Elizabeth Hyslop ile evlendi. Bieniawski çiftinin üç oğlu da (Paul, Andrew ve Stephan) Güney Afrika’da dünyaya geldi.



Şekil 2. 1961’de “Dick” Bieniawski mühendislik bölümü mezunu (Mihulka 1996)

1965 yılında, kaya mekaniği konusundaki küresel gelişmeleri izlemek üzere Avrupa, ABD, Kanada, Japonya ve Avustralya’yı kapsayan bir dünya turuna çıkan Bieniawski, ziyaret ettiği yerler arasında ikisinden çok etkilenmişti (Bieniawski 1996b). Biri, Avusturya Jeomekanik Derneği başkanı Leopold Müller ile tanıştığı Salzburg (Avusturya), diğeri ise Amerikan kaya mekaniği öncüleriyle tanıştığı State College (Pennsylvania, ABD) idi. Ayrıca, 1966’da Lizbon’da yapılan 1. Uluslararası Kaya Mekaniği Kongresi’ne Hoek ile birlikte yazdıkları bildiri (Hoek & Bieniawski 1966) ile katılımı, bu disiplinde uluslararası tanınmasının başlangıcı sayılabilir. Aynı yıl, CSIR’da “Kaya Mekaniği Bölümü” direktörü oldu. 1967 yılında, Pretoria Üniv.’nden kaya mekaniği dalında doktora derecesini aldı. 1977 yılına kadar, temel kaya mekaniği laboratuvar araştırmaları ile mühendislik (madencilik, tünelcilik vb.) amaçlı kaya mekaniği arazi deneylerinde araştırmacı olarak çalıştı.



Şekil 3. Bieniawski, Penn State Üniversitesi Profesörü.

2.3 Amerika

1977 yılında, daha önce ziyaret ettiği State College (Pennsylvania, ABD) kasabasında büyük bir yerleşkesi olan Pennsylvania Eyalet Üniversitesi (Penn State Üniv. veya PSU) Maden Mühendisliği Bölümü'nde "profesör" (Şek. 3) olarak göreve başlamak üzere, ailesiyle birlikte ABD'ye göç etti.

Profesör Bieniawski, 60 yaşında emekli olduğu 1996 yılına kadar bir akademisyen ve bilim adamı olarak, çok sayıda ders verdi, öğrenciler yetiştirdi, araştırmalar yürüttü ve yayınlar yaptı (Bkz. Böl. 3). Bu arada, 1980-90 arasında Pennsylvania Mineral Araştırma Enstitüsü direktörlüğünü de yapan Profesör Bieniawski, emeklili olunca güneybatıdaki Arizona Eyaleti'nin ortalarında yer alan Prescott şehrine yerleşti.

Emekliliği boyunca; yayın yapmaya, kitaplar yazmaya, bilimsel toplantılara katkıda bulunmaya, çok sevdiği turistik gezilere katılmaya ve hobiler geliştirmeye devam etti. Maalesef, 11 Aralık 2017'de kısa bir hastalık dönemi sonunda evinde vefat etti.

3 DEĞERLİ KATKILARI

3.1 Kaya mekaniğine ve mühendisliğe katkıları

Kaya mekaniği ve kaya mühendisliğine çok çeşitli konulardaki araştırma ve yayınlarıyla katkıları

bilinen Profesör Bieniawski, yoğun etkinliklerini (bazıları birbiriyle örtüşen) yedi belirgin döneme ayırmaktadır (Bieniawski 1996a). Bunlar:

- Temel kaya mekaniği laboratuvar araştırması: kayanın gevrek çatlama mekanizması (1963-67), çatlak ilerlemesi, eksiksiz gerilme-gerinim eğrisi çalışmaları (1962-72);
- Mühendislik kaya mekaniği: madencilik ve tünelcilikte büyük-ölçeli yerinde deneyler, kömür topuklarında dayanım deneyleri (1968-75), tünellerde şekil değiştirebilirlik deneyleri (1974-77);
- Tünelcilik ve madencilik için mühendislikte kaya kütlesi sınıflandırmaları (1972-79);
- ABD madencilğinde kaya mühendisliği: kaya güçlendirmesi/tahkimat tasarımı, kömür tabakaları dayanımı ve topuk tasarımı (1980-93);
- Tünelcilikte ve depolama yeri nitelendirmesinde kaya mühendisliği ve yüksek-seviyeli radyoaktif atık depolama için tasarım (1982-94);
- Kaya kazıları için mühendislik tasarımı yöntemliliği ve ilkeleri (1988-95);
- Mühendislik ve toplumun etkileşimi: mühendislik eğitimi, tasarım yönetimi, toplumsal ve küresel yansımalar (1992-96).

3.2 Bilim dünyasına katkıları

Profesör Bieniawski'nin, çoğu tek yazarlı olmak üzere 200'den fazla bilimsel makale ve bildirisi yayımlanmıştır. Ayrıca, kaya mekaniği, tünelcilik ve mühendislik ile ilgili kitaplar (Bieniawski 1963, 1967, 1984, 1987, 1989, 1992a) yazmıştır. Bunların bazıları İspanyolca, Almanca, Rusça, Çince, Korece ve Lehçe'ye tercüme edilerek yayımlanmıştır. Uzmanı olduğu konularda; başvuru kitaplarına bölümler yazmış (örneğin; Bieniawski 1992b, 1993a, b), kitap editörlükleri yapmıştır. Aralarında bildiri yazarının (Gerçek 1996a, b) da bulunduğu eski öğrencilerinin bölümler yazdığı ve emekli olduğu yıl (1996) yayımlanan "*Milestones in Rock Engineering – The Bieniawski Jubilee Collection*" adlı kitabın da editörüdür.

Google Scholar'da (<https://scholar.google.com>) "Z.T. Bieniawski" adına yapılan aramalarda, 2022 Nisan ayı itibarıyla yirmi bine yakın alıntı bilgisi bulunması, onun bilim dünyasına katkılarının göstergelerinden birisidir. Yayınlarına, söz konusu kaynak tarafından belirlenemeyen daha birçok atfın da yapılmış olabileceği unutulmamalıdır.

3.3 Akademik hayata katkıları

Akademisyenliği sırasında, lisans ve lisansüstü dersleri veren Bieniawski, 23 farklı ülkeden öğrenciye hocalık yapmış, toplam 24 teze (11 yüksek lisans ve 13 doktora) danışman olarak ve çok sayıda teze de jüri üyesi olarak katkıda bulunmuştur (Bieniawski, 1996a). Ayrıca, farklı üniversitelerde de misafir profesörlükleri olmuştur. Bunlar, sırasıyla: Karlsruhe Teknik Üniversitesi, Tünel Müh. (Almanya, 1972); AGH Bilim ve Teknoloji Üniversitesi, Kaya Mekaniği (Krakow, Polonya, 1981); Stanford Üniversitesi, Petrol Müh. (California, ABD, 1985); Harvard Üniversitesi, Tasarım Müh. (Massachusetts, ABD, 1990) ve Cambridge Üniversitesi, Tasarım Müh. (İngiltere, 1997).

Profesör Bieniawski'nin akademik hayata olan katkıları karşılıksız kalmamış, bazı üniversitelerce ödüllendirilmiştir. Örneğin; 65'inci yaş gününde (1 Ekim 2001), Madrid Üniversitesi tarafından "*Doctor Honoris Causa*" (onursal doktora) ödülü ve İspanyol Profesörleri Konseyi'nin olağanüstü toplantısında da "Seçkin Profesörlük" unvanı verilmiştir; 2003'te, Madrid Üniv. Yüksek Madencilik Okulu'ndaki bir oditoryum "*Aula Bieniawski*" olarak adlandırılmış; 2010 yılında da doğduğu şehir olan Krakow'daki Bilim ve Teknoloji Üniversitesi'nce verilen "*Doctor Honoris Causa*" ödülünü almıştır.

3.4 Endüstriyel araştırma ve uygulamaları

1979'da kurduğu bir özel tasarım şirketinin (Bieniawski Design Enterprises) başkanlığını emekli oluncaya kadar yürütmüştür. Elliye yakın kuruluşa, kuruma ya da firmaya (örneğin; US Army Corps of Engineers, National Research Council, US Air Force, US Navy, United Nations, vb.) danışmanlık yapmıştır. Penn State Üniversitesi'nde çalışırken (1978-96), 17'sinde sorumlu araştırmacı olarak görev yaptığı mali-destekli projelerin tutarı üç milyon doların üzerindedir (Bieniawski 2010).

3.5 Uluslararası ve ulusal dernek etkinlikleri

Profesör Bieniawski'nin mesleki derneklerdeki başlıca etkinlikleri şöyledir (Bieniawski, 2010):

- ISRM Başkan Yardımcılığı (1979 – 83),
- ISRM Kaya Testlerinin Standartlaştırılması Komisyonu Ortak Başkanlığı (1974 - 79),

- ISRM Kaya Mekaniğinde Deney Yöntemleri Komisyonu Ortak Başkanlığı (1979 - 83),
- Uluslararası Tünelcilik Birliği (ITA) ABD Temsilciliği (1984-85),
- Tünelcilik Teknolojisi ABD Ulusal Komitesi Başkanlığı (1984-85),
- Amerikan Maden, Metalürji ve Petrol Mühendisleri Derneği (AIME) Üyeliği
- Amerikan İnşaat Mühendisleri Derneği (ASCE) Üyeliği

Bu kapsamda, kaya mekaniğine önde gelen katkıları nedeniyle, 1984'te AIME Kaya Mekaniği ödülünü aldığını da belirtmekte yarar vardır.

3.6 Toplum hayatına katkıları

Profesör Bieniawski, emekliliği öncesinde State College kasabasında ve emekliliği sonrasında da Prescott şehrinde, çeşitli sosyal etkinliklerde ve katkılarda bulunmuştur. State College belediye başkanı Arnold Addison, gönüllü kamu hizmetlerinden dolayı 8 Temmuz 1989 gününü "Bieniawski Günü" olarak ilan etmiştir.

4 BİENIAWSKİ VE GERÇEK

Bildiri yazarı ile Profesör Bieniawski'nin ilk tanışması 1978 yılında Penn State Üniversitesi'nde olmuştur. Başlangıçta, nezaketli selamlaşmalar ile başlayan ikili ilişki, yazarın 1978 Sonbahar döneminde aldığı bir dersle (Kaya Tünelciliğinin Jeomekanik Yönleri) "hoca-öğrenci" ilişkisine dönüşmüştür.

Aynı yılın Aralık ayında, yüksek lisans (M.S.) tezi savunma sınavında jüri üyesi olarak görev yapan Profesör Bieniawski'den daha sonra birkaç ders daha alan yazarın bu ilişkisi zamanla güçlenmiştir. Profesör Bieniawski, doktora tez çalışmasında "ortak danışmanı" olmayı kabul edince de, yazar Hasan Gerçek, hocanın lisansüstü öğrencilerinden oluşan "*The Bieniawski Bunch*"ın (bunch: takım / çete) bir üyesi olmuştur (Şek. 4).

Nihayet, Kasım 1982'deki yazarın doktora tezi sınavında jüri başkanlığı yapan Profesör Bieniawski, sınav sonunda yazarı tebrik eden ilk kişi olmuş ve aralarındaki "usta-çırak" ilişkisi başlamıştır. Yazarın Türkiye'ye dönmesinden sonra, 1993 yılına kadar, bu ilişki mektuplaşmalar şeklinde sürmüştür.



Şekil 4. “The Bieniawski Bunch” (soldan sağa: Hasan Gerçek, Dave Newman, Bob Belesky, Erdal Ünal, Chris Mark) (Penn State Üniv., 1981)

1993 yılının Nisan ayında, İstanbul’da yapılan uluslararası sempozyuma bildirili (Bieniawski 1993c) olarak katılan Profesör Bieniawski, *Bieniawski Bunch*’ın Türk üyeleri Erdal Ünal ve Hasan Gerçek ile çok iyi vakit geçirdiğini belirtmiştir (Bieniawski 1996b). Gala gecesinde, eski öğrencilerinin kıskırttığı bir dansözün ona yaptıklarını unutamamıştır. Bu ziyaret, bir bakıma, yazar ile ilişkilerindeki “ağabey-kardeş” döneminin başlangıcı sayılabilir.

Daha sonraki yıllarda; önemli gelişmeleri haber vermek, yılbaşı kutlamaları ve aile fotoğraflarını paylaşmak için yapılan mektuplaşmalar ile süren ilişki, Profesör Bieniawski’nin emekliliği sonrasında daha özel bir nitelik almıştır. Bu safhada; ilgi alanlarını kapsayan bazı yayınların paylaşılması, gelişmelerin tartışılması ve hazırlanan yazı veya sunumların eleştirilmesi amacıyla yapılan yazışmalar ön plana çıkmıştır. Bu son safha, Profesör’ün vefatına kadar sürmüştür.

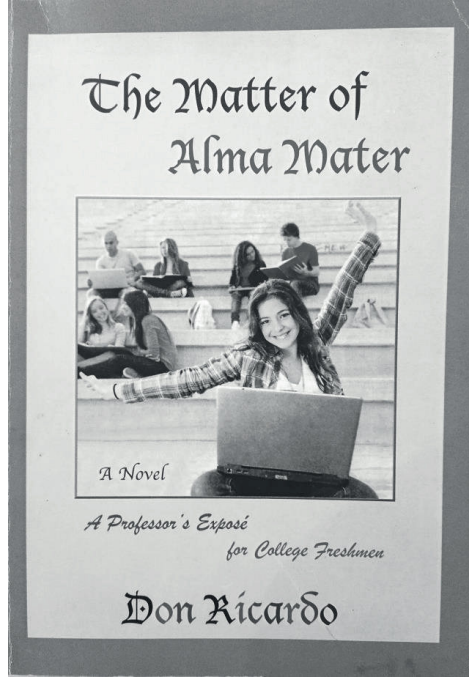
5 AZ BİLİLEN YÖNLERİ

5.1 Don Ricardo

Profesör Bieniawski’nin az bilinen yönlerinden biri de bilim dışı konularda ve bazen de kurgusal olarak yazılmış yayınları ve kitaplarıdır. Bazıları “Don Ricardo” takma ismiyle yayımlanan bu eserler şunlardır:

- *Aiming High* (1986),
- *The Saga of Stanislaus* (1988),
- *A Tale of Three Continents* (1991),

- *A Journey Down the Family Tree* (1999),
- *Beasts in the Onion Leaves* (2006),
- *Renaissance Dialogues* (2007),
- *A Gift of Tales* ve
- *The Matter of Alma Mater* (2013).



Şekil 5. Don Ricardo’nun cinayet romanı (2013)

Son sırada yer alan kitap (Şek. 5), insanı merakta bırakan bir cinayet gizeminin, modern bir üniversitenin çok karmaşık ve çelişkili ortamında anlatıldığı bir romandır. Romandaki kurgusal *The Polytechnic University (PolTech)*, ABD’nin Ohio eyaletindeki yine kurgusal bir kasaba olan College City’dir. İşin ilginç yönü, akademik entrikaların da vurgulandığı romandaki akademik ortam Penn State Üniversitesi’ni, kurgusal kasaba ise State College’ı anımsatmaktadır.

5.2 Seçkin konuşmacı

Topluluk karşısında usta bir konuşmacı olan Profesör Bieniawski’ye, *Toastmasters International* (Santa Ana, California) tarafından, iletişim ve liderlik konusundaki en yüksek onur sayılan “Seçkin Konuşmacı Ödülü (*The Distinguished Toastmaster Award*)” verilmiştir.

5.3 Editör eşi

Bir tarihçi ve kütüphaneci olan eşi Elizabeth'in, Profesör Bieniawski'nin yazdığı kitapların, makaleler ve bildirilerin yayına hazırlanmasında bir editör gibi yardımcı olduğu, daima iyileştirme yönünde önerilerde bulunduğu ve onun sunumlarını izlediği bilinmektedir (Bieniawski 2014).

Elizabeth Bieniawski, aynı zamanda bir "olağanüstü bahçeci" (*gardener extraordinaire*) olarak da tanınmaktadır.

5.4 Dansçı

Profesör Bieniawski ve eşi çok güzel dans ederlerdi. 1993 Sempozyumunun gala gecesinde, eşiyle birlikte gösterdikleri dans hünerleri, izleyenlere güzel bir sürpriz olmuştur.

5.5 "Quotation" merakı

Profesör Bieniawski'nin kitaplarını okuyanlar, onun her bölüm başında, çoğu iyi tanınan kişilerden olmak üzere, alıntı sözler (*quotation*) ile giriş yaptığına dikkat etmişlerdir. Bu uygulaması kitaplarıyla sınırlı değildir. Verdiği derslerde, sunumlarında, bazı makale ve bildirilerinde de girişte (bazen de sonuçta) kullandığı bu alıntı sözler onun bilim, mühendislik, eğitim ve hayat üzerine görüşlerini yansıtmaktadır. Bu sözlerden en beğendikleri aşağıdadır:

- Azim her şeyin üstesinden gelir (*perseverantia omnia vincit*).
- "Hayal gücü, bilgiden daha önemlidir." Albert Einstein
- "Hevesli olmak, dünyadaki en büyük servettir. Parayı, gücü ve nüfuzu yener." Henry Chester
- "Yöneticiler işleri doğru yapar, liderler ise doğru işleri yaparlar." Peter Drucker

5.6 Hobileri

Emekliliği öncesinde ve (özellikle de) sonrasında, yaşamını hobileriyle zenginleştiren Profesör Bieniawski'nin bu ilginç uğraşları arasında en iyi bilinenleri şunlardır:

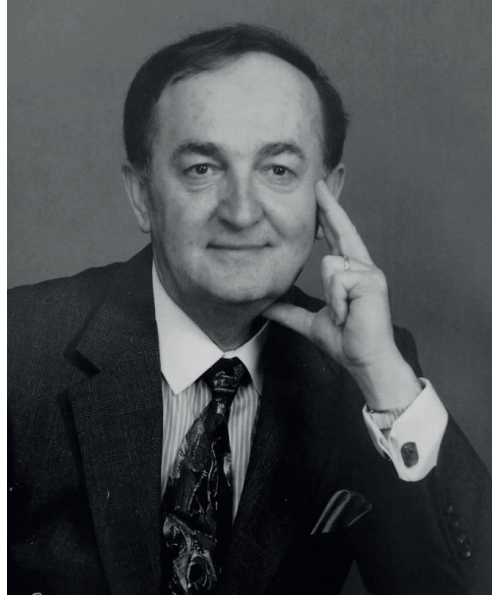
- Roman yazmak
- Soybilimi (*genealoji*)
- Din bilimi (*theology*)
- Evrenbilimi ve evrim (*cosmology and evolution*)
- Doğa yürüyüşleri yapmak
- "Bieni-Zine" elektronik dergisinin editörlüğü
- Briç oynamak

- Yabancı dil öğrenmek
- Dış politika ve dünya meselelerini tartışmak

Son iki konuda, eşiyle birlikte Yavapai College'nin Prescott (Az) yerleşkesinden yararlanmışlardır (5 yıl süren İspanyolca dil kursuna devam etmişler, politik tartışmalarda katılımcılara yardımcı olmuşlardır) (Bieniawski, 2015).

6 SON SÖZ

Bu bildirinin yazarı; lisansüstü eğitimine, mesleki ve akademik hayatına katkıları nedeniyle, hocası Profesör Bieniawski'yi (Şek. 6) saygı, sevgi ve şükranla hatırlayacaktır.



Şekil 6. Profesör Richard Z.T. Bieniawski (1936-2017)

KAYNAKLAR

- Hoek, E. and Bieniawski, Z.T., 1966. Fracture propagation mechanism in hard rock. Proc. 1st International Congress on Rock Mechanics, ISRM, Lizbon, Vol. 1, 137-155.
- Bieniawski, Z.T., 1963. Photoelastic Coating Technique. University Press, Johannesburg.
- Bieniawski, Z.T., 1967. Mechanism of Brittle Fracture of Rock. Scientia Publications, Pretoria.
- Bieniawski, Z.T., 1984. Rock Mechanics Design in Mining and Tunneling. Balkema, Rotterdam, 272 pp.
- Bieniawski, Z.T., 1987. Strata Control in Mineral Engineering. Balkema, Rotterdam.

- Bieniawski, Z.T. 1989. Engineering Rock Mass Classifications. Wiley, New York.
- Bieniawski, Z.T., 1992a. Design Methodology in Rock Engineering: Theory, Education & Practice. Balkema, Rotterdam.
- Bieniawski, Z.T., 1992b. Chapter 10.5 Ground control. Mining Engineering Handbook, H. Hartman (ed.). SME of AIME, New York, 897-937.
- Bieniawski, Z.T., 1993a. Chapter 31: Design methodology for rock engineering: principles and practice. Comprehensive Rock Engineering, J.A. Hudson (ed.). Pergamon Press, New York, Vol. 2, 779-794.
- Bieniawski, Z.T., 1993b. Chapter 22: Engineering classification of rock masses: the RMR system and future trends. Comprehensive Rock Engineering, J.A. Hudson (ed.). Pergamon Press, New York, Vol. 3, 553-573.
- Bieniawski, Z.T., 1993c. Preventing failure by the systems design methodology for rock engineering. Proc. Int. Symp. on Assessment and Prevention of Failure Phenomena in Rock Engineering, A.G. Paşamehmetoğlu vd. (ed.). Balkema, Rotterdam, 703-708.
- Bieniawski, Z.T., 1996a. The good, the bad and the ugly: reflections on the legacy of a lifetime in rock engineering. Milestones in Rock Engineering – The Bieniawski Jubilee Collection. Balkema, Rotterdam, 3-33.
- Bieniawski, Z.T., 1996b. A tale of two species: an anecdotal history of rock mechanics and rock engineering. Milestones in Rock Engineering – The Bieniawski Jubilee Collection. Balkema, Rotterdam, 395-438.
- Bieniawski, Z.T., 2010. <https://slideplayer.pl/amp/817147/>
- Bieniawski, Z.T., 2014. Quo vadis tunnel engineering? Predicting the unpredictable. Closing Lecture: World Tunnel Congress. Foz do Iguaçu, Brazil.
- Bieniawski, Z.T., 2015. <https://richardbieniewski.wordpress.com/>
- Gerçek, H., 1996a. Stability of excavation intersections in underground mining. Milestones in Rock Engineering – The Bieniawski Jubilee Collection. Balkema, Rotterdam, 265-274.
- Gerçek, H., 1996b. Special elastic solutions for underground openings. Milestones in Rock Engineering –The Bieniawski Jubilee Collection. Balkema, Rotterdam, 275-290.
- Milhuka, A.J., 1996. A perspective on Z.T. Bieniawski. Milestones in Rock Engineering – The Bieniawski Jubilee Collection. Balkema, Rotterdam, vii-xv.

Yeraltı kömür madenciliğinde tabaka kontrolü yönetim modeli

Strata control management model in underground coal mines

T. Onargan

Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, İzmir

ÖZET: Yeraltı kömür madenciliği, kontrol edilemeyen tabaka (zemin) yenilmeleri sonucu çoklu ölümlerle sonuçlanan birçok kritik riskler içeren doğası gereği tehlikeli bir madencilik faaliyetidir. Tabaka kontrol yönetimi sadece tahkimat ile ilgili değildir, aynı zamanda hem olumsuz jeoteknik olayların oluşumunu en aza indirmek hem de meydana geldiğinde potansiyel riskleri azaltmak için tüm işgücü düzeylerinde koordineli bir çaba gerektiren yapılandırılmış bir süreçtir. Bu çalışmada kömür madenciliğinde kaya mekaniği veri tabanlı izleme sistemine dayalı tabaka kontrol yönetim sistemi hakkında yapılan çalışmalar sonucu geliştirilen yöntem açıklanmaktadır.

ABSTRACT: Underground coal mining is inherently hazardous mining activities, with uncontrolled strata (ground) failure regarded as one of only several critical risks for multiple fatality events. Strata control management is not only about ground support though but also a structured process that requires a coordinated effort from all levels of the workforce to both minimize the occurrence of adverse geotechnical events and mitigate the potential risks when they do occur. In this study, the method developed as a result of studies on the strata control management system based on rock mechanics data- based monitoring system in coal mining is explained.

1 GİRİŞ

Göçertmeli uzunayak yöntemi 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. Üretilen kömür ve yan kayacın istenen optimum jeomekanik özelliklere sahip olmadığı durumlarda tabaka kontrolü kaynaklı duraysızlık sorunları yaşanmaktadır (Ünver, 2018).

Yeraltı madencilik faaliyetleri süresince tabaka kontrolüne yönelik gerçekleştirilecek doğrudan kontroller üç farklı gruba ayrılmaktadır. Bunlar: (1) Açıklık tahkimat sistemi (desteği) ve aksesuarları, (2) Tasarıma uygunluk ve (3) Kurulum kalitesi olarak sıralanmaktadır.

Jeoteknik model jeoteknik tasarımın temelini oluşturmaktadır. Jeoteknik modelin karmaşıklığı ve güven seviyesi proje yaşam döngüsü ve sahadaki kaynak ve rezervler ile uyumunun gerçekçi olması ile doğrudan bağlantılıdır. Jeoteknik modellemede güven seviyesini uygun düzeyde tutabilmek adına ve belirsizlikleri minimize edebilmek laboratuvar testleri ile kaya kütle sınıflandırma verilerinin doğru seçilmesi ve bunların sahada yerinde yapılacak testlerle doğrulanması büyük önem arz etmektedir. Genellikle bu çalışmalarda laboratuvar bazı

kaya/zemin mekaniği testleri ve kaya kütle kaliteleri ve sınıflamaları güven seviyesini ve güvenilirliğini belirlemek için kullanılan ana veriler olmaktadır. Ayrıca bu verilerin yapısal jeoloji ve hidrojeolojik saha etütleri ile de desteklenmesi gerekmektedir.

Aşağıda verilen Çizelge 1 de jeoteknik modelin oluşturulmasında esas alınan genel gereksinimler özetlemiştir. Burada ayrıca Haile (2004) tarafından önerilen nitel farklı çalışma aşamaları için jeoteknik veri gereklilikleri, madencilik yöntemi ve kömür kütlesi geometrisi gibi hususlar da göz önünde bulundurulmuştur.

Kaya kütlesi için bir takım temel jeoteknik özellikler, bir madende ve çevresinde tabaka hareketlerini ve kaya kütlelerinin davranışını etkili biçimde belirlemektedirler. Bu özellikler;

- Jeolojik yapı
- Kaya gerilme yapısı
- Zemin / kaya kütlesi mühendislik özellikleri
- Yeraltı suyu

Bir maden damarının çevresindeki ve içinde bulunduğu potansiyel formasyonun zemin özelliklerinin, güvenli ve uygun maliyetli zemin kontrolü elde etmek için tanınması ve iyi anlaşılması zorunludur. Bu nedenle incelenen maden sahasında karşılaşılabilecek kaya kütlelerinin özelliklerini nicel olarak tanımlayan bir jeoteknik model geliştirmesi gereklidir.

Çizelge 1 Madencilik projelerinde jeoteknik sınıflama sistemi (Haile, 2004)

Veri Tipi	Gereklilikler
Tahmini (çıkarılmış) <i>Implied</i> (<i>inferred</i>)	• Düşük seviyeli güven aralıklı jeoteknik model • Jeoteknik karakteristiksel kaba tahminlere dayalı • Sadece sınırlı kapsam analizleri ve sadece kavramsal düzeyde, maden genelinde tasarım parametrelerinin geliştirilmesi sağlanacaktır. • Jeoteknik modeldeki değişkenlik veya belirsizlik, projenin ekonomik uygulanabilirliği üzerinde önemli bir etkisi olabilir
Nitelendirilmiş <i>Qualified</i> (<i>indicated</i>)	• Jeoteknik model makul bir güven seviyesine sahiptir • Jeoteknik karakteristiklerin mekansal değişkenliğe bağlı verilerin bir göstergesi olarak göze alınması mevcuttur. • Jeoteknik açıdan geniş kapsamlı olarak tanımlanan makul bir analiz alanı uygulanabilir. Alanlara özgü tasarımlarda kullanılan parametreler makul derecede güvenilir, alana özgü spesifik tasarımın geliştirilmesini sağlar niteliktedir. • Jeoteknik modeldeki değişkenlik veya belirsizlik, projenin ekonomik sürdürülebilirliği üzerinde etkilidir.
Düzeltilmiş (ölçülmüş) <i>Justified</i> (<i>measured</i>)	• Jeoteknik modelin güven seviyesi yüksektir • Jeoteknik karakteristiklerin mekansal değişkenliğe bağlı verilerin bir göstergesi olarak göze alınması mevcuttur. • Alana özel maden tasarım parametrelerinin geliştirilmesi mümkün kılan iyi tanımlanmış jeoteknik alanlara yönelik olarak kapsamlı bir analiz kapsamı uygulanabilir. • Jeoteknik modeldeki değişkenlik veya belirsizlik, projenin ekonomik sürdürülebilirliği üzerinde etkilidir
Doğrulanmış (kanıtlanmış) <i>Verified</i>	• Jeoteknik model, kaya kütlelerinin sahada yerinde yapılan testler ile elde edilmiş bilgisi üzerine kurulmuştur • Jeoteknik özelliklerin belirlenmesinde güvenilir yöntemler kullanılarak model oluşturulmuştur. Jeoteknik model ile önerilen tasarım parametrelerinin performansı komşu madenlerdeki verilerle doğrulanmıştır. • Tasarımın pratik ve ulaşılabilir olduğu kanıtlanmıştır. • Değişkenlik veya jeoteknik modeldeki belirsizlik, projenin operasyonel veya ekonomik sürdürülebilirliğini olumsuz bir şekilde etkilemez.

Kömür madenlerinde daha da derine inildiğinde büyük deformasyonlar, yüksek basınçlar altında olduğu gibi, kaya patlamaları, su patlamaları, yüksek sıcaklıklar ve gaz patlamaları gibi farklı kaza türleri ile daha da ciddi hale gelebilmektedir. Bu nedenle derin kömür sahalarında yapılan madencilik faaliyetlerinde zayıf kaya özellikleri ve yüksek yerinde gerilmeler gibi ilgili konuların araştırılması zorunlu görülmektedir (Manchao ve diğ., 2012).

Özellikle, kömür üretim aynasının 1000 m'den daha derin olduğu durumlarda, örtü tabakasının gerilme konsantrasyon katsayısı birincil kaya gerilmesinin 3-8 katı olabilmektedir (Zhang ve diğ., 2021).

Yüksek konsantrasyona sahip gerilmeler sonucu açıklık üzerindeki tabakaların yüklem ve boşaltım döngülerinde sık sık değişimler yaşanabilmektedir. Bu nedenle tahkimat ve çevreleyen kayaç formasyonları arasındaki duraylılık kontrol mekanizmalarının belirsizliği söz konusu olabilmektedir. Taban yolu galerilerinde yüksek

gerilim sonucu meydana gelen deformasyonlara karşı ve aşırı yüklere karşı tek direk veya hidrolik destek elemanları ile takviye geçici tahkimat üniteleri kullanılarak duraylılık sağlanmaya çalışılmaktadır (Zhang ve diğ., 2021).

2 TABAKA KONTROL SİSTEM BİLEŞENLERİ

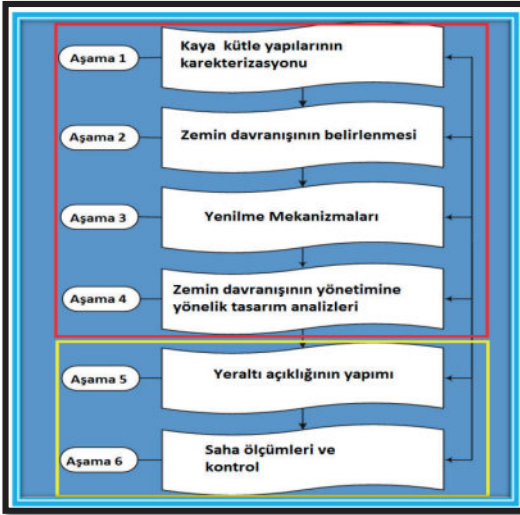
2.1 Kömür Madenciliğinde Karşılaşılan Formasyon Yapıları ve Yöntem İş Akışı

Yeraltı kömür madenciliğinde maden açıklıklarının tasarım amaçları için, kazıda karşılaşılan kaya kütlesi özellikleri kapsamında kömür damarı ve yan kayaç özelliklerinin, beklenen bölgesel zemin davranışına (Şekil 1) bağlı sınıflandırma için kullanılması öngörülmelidir. Jeoteknik model sonrası aşamada sahanın nümerik modellemesi çalışmaları ve analitik çözümleri içeren bilgisayar destekli tasarım faaliyetleri yapılabilir.



Şekil 1 Tipik fomasyonlara bağlı davranış şekilleri

Aşağıda Şekil 2 de ise yeraltı üretim tasarımı için öngörülen jeolojik formasyon tabakalarına ait zemin kontrol yönetim prosedürü iş akışı olarak aşamalar halinde verilmiştir. Burada yapılacak olan tasarımlarda analitik, ampirik ve nümerik tasarımlar gerçekleştirilebilmektedir.



Şekil 2 Yeraltı üretim tasarımı için öngörülen jeolojik formasyon tabakalarına ait zemin kontrol yönetim prosedürü (Onargan ve diğ., 2020)

2.2 Veri Toplama Yöntemleri

Yukarıda verilen akım şemasında Aşama 5 ve Aşama 6 olarak verilen adımlarda tasarım

çalışmalarında sahada öngörülen sistemlerin performansların izlenmesine yönelik olarak bazı testler ve gözleme dayalı veri elde edilmesi gerekmektedir.

a) Rutin Jeoteknik Testler ve Örneklem:

İncelenen madende önceki çalışmalar kapsamında veri tabanı oluşturulması ilk tasarımların yapılması sırasında uygulanmaktadır. Madenin aktif halinde bulunduğu süreçte de bazı örneklem, yerinde ölçüm ve gözlemlerin yapılması gerekmektedir. Böylece hem madencilik öncesi elde edilen verilerin doğrulanması hem de yeraltında açılan açıklıklara ait kaya kütlelerinin lokal mühendislik özelliklerinin gerçekçi bir şekilde belirlenmesi sağlanabilmektedir. Ayrıca madencilik öncesi yapılan tasarımların gözden geçirilmesi ve uygun şekilde geliştirilmesi de mümkün olabilmektedir. Yüzeyden veya yeraltından gerçekleştirilen sondajlarda hem kömür kalitesi ve devamlılığı hem de tabakalara ait jeoteknik verilerin elde edilmesi uygulanmaktadır. Sahaya ait tektonik süreksizliklere ait detay verilerin elde edilebilmesi için ve yeraltı panoların tasarımlarında olası tehlikelerin ve tabaka kontrolüne yönelik etkin destek sistemlerinin yeterli güvenlik katsayıları ile belirlenebilmesine kaynak olacak 2D ve 3D sismik ve diğer uygun jeofizik araştırmalar yoluyla sahaya ait detay fay haritası oluşturulması gereklidir. Kömür madenciliği süresince veri edinme maliyetinin yüksek olmasına rağmen, bu sistem sayesinde yapılacak uygun tasarımlar ve iyileştirmelerle birçok olası tabaka hareketleri, kaya kütle yenilmeleri, ani gaz ve su oluşumlarına

bağlı olumsuzlukların önceden kestirimi mümkün olabilmekte ve istenmeyen olayların meydana gelmesi önlenabilmektedir. Bu çalışmalar madenin ömrü boyunca sürdürülmesi gerekmekte olup, işletme mali ve teknik verimliliği ile de direkt ilişkilidir.

b) Yerinde İzleme ve Kontrol Faaliyetleri:

Madencilik faaliyetlerinin sürdürüldüğü sahada hem işletme verimliliği hem de iş sağlığı ve güvenliği bakımından proaktif bir sistemin uygulanması gerekmektedir. Bu sistemde PUKÖ olarak kısaltılmış olan sistem uygulanmaktadır. Birçok alanda kullanımı mümkün olan PUKÖ sistemi Planla (P), Uygula (U), Kontrol Et (K) ve Önlem Al (Ö) kelimelerin kısaltılışıdır. Tabaka kontrol sistemine yönelik basitleştirilmiş PUKÖ Modeli aşamaları aşağıda verilmiştir (Emery ve diğ., 2020).

Aşağıdaki ilkeler, interaktif bir şekilde PUKÖ modelini oluşturmaktadır:

- 1) Plan-hedeflerin planlanması ve dokümantasyonu, beklenen sonuçlar, sistemler, süreçler ve faaliyetler;
- 2) Planın kabulü ve uygulanması;
- 3) Anlaşılabilir ve kabul edilmiş bir şekilde oluşturulmuş kontrol-ölçüm ve analizler
- 4) Eyleme geçin - gözden geçirilmesi ve yönetimin takibinin yapılması

Madende uygulanacak olan “Tabaka Kontrolü Ana Tehlike Yönetim Planı” ile Birincil Tehlike Yönetimi Planları (BTYP) ve Temel Maden Tehlike Yönetim Planları kapsamında kullanılabilecek bu sistemde madenin güvenlik ve sağlık yönetim sisteminin bir parçası olarak uyarlanabilecek bir yapıya sahiptir. Bu sistemin kullanılmasında kazı-tahkimat faaliyetlerinin verimli bir şekilde sürdürülmesi sağlanabilecek, ayrıca iş sağlığı ve güvenliği bakımından da proaktif davranış modelinin uygulanması sağlanmış olacaktır (Emery ve diğ., 2020).

Bu sistemin geliştirilmesi ile;

- 1) Risk tanımlama ve değerlendirme,
- 2) Tehlike analizi,
- 3) Tehlike yönetimi ve kontrolü,
- 4) İlgili güvenlik ve sağlık bilgilerinin bildirilmesi ve kaydedilmesi ve
- 5) Yapılan her türlü hesaplama dayalı verilerin kaydı mümkün olabilecektir.

Yukarıda ana ilkeleri ve kapsamın kısaca tanıtılan bu sisteme hazırlanan zemin kontrol çizelgelerinin sadece bu iş için görevlendirilecek mühendis tarafından belirli periyotlarla yeraltında yerinde doldurularak ilgili birimlere rapor edilmesi gerekmektedir.

Çizelge 2 Tabaka koşulları yerinde kontrol çizelgesi

Zemin Şartları Kontrol Tablosu										
Dolduran Adı ve Soyadı :				Tarih:		Saat:		İmza:		
Vardiye	Çelik Tahkimat	Kablo Saplama	Şatkrıt/tel hasır	Küçük dökümler	Yan duvarlardan akan malzeme	Büyük kamalar / kavraklar	Gerilme Göstergesi (Baskı, v.b)	Diğer (Su, gaz v.b.)	İlerlemede Yüksek Risk	
									Evet	Hayır
Lokasyon/metre										
1										
2										
3										
4										
5										

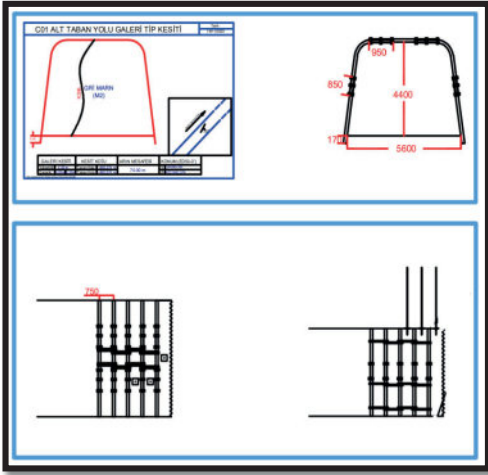
Risk Durumu : ☐ Çalışma için ilerleme güvenli ☐ Çalışma için ilerleme güvenli değil

İzleme Gerekli mi ? ☐ Evet ☐ Hayır ☐ Acil

Diğer tehlikeler veya notlar :

Yukarıdaki çizelgeye ek olarak yerinde jeolojik en kesit çalışmaları ve açıklık çevresi kaya kütle kalitelerinin belirlenmesine yönelik GSI, Q ve RMR (Bieniawski, 1989) sınıflama sistemleri ile kazı-destek ortamına olası su ve gaz geliri ölçüm verilerinin de eş zamanlı olarak oluşturulması gerekmektedir.

Aşağıda Şekil 3 de örnek olarak yerinde kazı aynası en kesiti ve uygulanan tahkimat (destek) sisteminin gösterildiği kayıt örneği verilmiştir.



Şekil 3 Yerinde kazı aynası en kesiti ve uygulanan destek sistemi (Onargan, 2020)

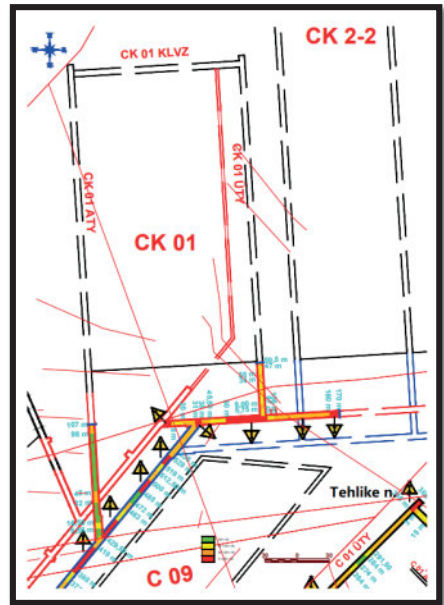
Üretim gerçekleşen panolarda taban yollarında ayak arınından 20-40-60 metre geride ölçüm istasyonları oluşturularak ayak ilerlemesi başladığı andan itibaren belirli ölçüm periyotlarında jeodezik olarak deformasyon ölçümleri gerçekleştirilerek galeri kesitlerinde zamana ve ilerlemeye bağlı konverjans ölçümleri yapılarak uygun şekilde raporlanmalıdır.

Bu ölçüm çalışmalarında kabul edilebilir limit dışı deformasyonlar haftalık raporlarda, diğer tüm ölçümler grafiksel çizimleri ile birlikte aylık raporlamalarda verilmelidir.

2.3 Tabaka Kusurlarına ve Zemin Kontrol Çalışmalarına Dayalı Tehlike Haritası

Saha çalışmaları sonucunda mühendislik ve yapısal jeoloji çalışmaları ile elde edilmiş olan sahaya ait tektonik fay haritası, hidrojeoloji ve gaz geliri tahmin planlarına dayalı olarak, planlamada gerçekleştirilmiş pano hazırlık ve pano içi galerilere ait hazırlık planında eldeki mevcut verilere dayalı kritik lokasyonların önceden

kestirilmesi sonucu üretilmiş tabaka kontrolüne dayalı tehlike haritası oluşturulması gerekmektedir. Bu plana ait örnek aşağıda Şekil 4’de verilmiştir. Aynı plana yukarıda verilen yerinde tabaka kontrol faaliyetlerinde elde edilecek verilerinde imalat ve hazırlık planı üzerinde işlenmesi gerçekleştirilerek “*Tabaka kusurlarına ve zemin kontrol çalışmalarına dayalı tehlike haritası*” oluşturulmaktadır. Bu şekilde uygulama ile en iyi proaktif zemin kontrol yönetimi stratejisi olarak kabul edilen sistemin uygulanması mümkün olabilmektedir. Böylece hem iş sağlığı ve güvenliği bakımından çalışanlar için güvenli bir ortamın tesis edilmesi daha kolay olmakta ve hem de planlanmamış faaliyetlerde karşılaşılması olası olumsuzlukları en aza indirmek mümkün olmakta ve üretimde olası aksintiler ve gecikmelerin önüne geçilebilmektedir.



Şekil 4 Tabaka kusurlarına ve zemin kontrol çalışmalarına dayalı tehlike haritası (Onargan, 2020)

2.4 Haftalık Raporlama Sistemi

Faaliyetteki madende mevcut jeoteknik model verileri ve yerinde yapılan gözlem ve ölçümlere dayalı elde edilen veriler haftalık olarak raporlanmaktadır. Bu raporlamada yerinde zemin kontrol veri dosyası ile birlikte gözlemlerin ve ölçümlerin özetlendiği bilgiler Çizelge halinde verilmektedir (Çizelge 3). Oluşturulan haftalık rapor ilgili birimlere (planlama, üretim, iş güvenliği ve üst yönetim) dağıtılmaktadır.

Olumsuzluk seviyesi belirlenerek söz konusu lokasyonlarda uygulanması önerilen destek sistemini de içeren Müdahale Planı (Tetikleyici Eylem Yanıt Planı) bu raporlamalarda belirtilmektedir.

Çizelge 3 Haftalık rapor için düzenlenmiş tabaka kontrol çizelgesi (Onargan, 2020)

Pano No	Açıklık No	Açıklık Metrajı	Kontrol Unsurları				AÇIKLAMA
			Tahkimat Durumu	Yenilme Türü	Gaz Durumu	Su Durumu	

2.5 Aylık Raporlama Sistemi

Aylık raporlamada haftalık raporlamalara bağlı olarak elde edilen verilere dayalı çizelge halinde (Çizelge 4) ve harita (plan) halinde raporlama gerçekleştirilmektedir.

Çizelge 4 Aylık rapor için düzenlenmiş tabaka kontrol çizelgesi (Onargan, 2020)

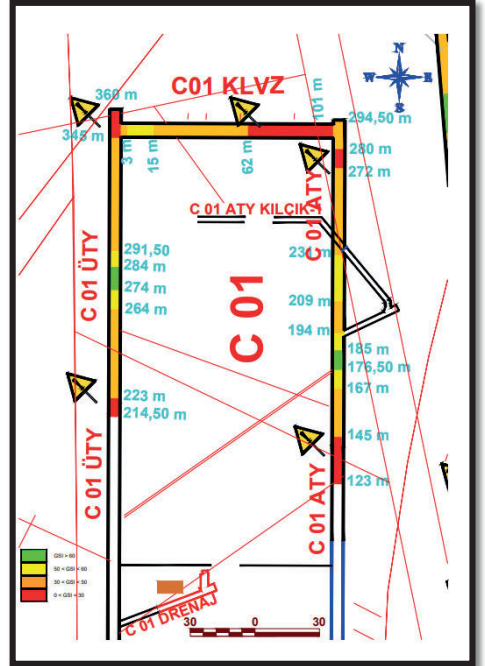
Pano No	Açıklık No	Açıklık Metrajı/ Aralığı	Kontrol Unsurları	AÇIKLAMA
			Belirlenmiş Tabaka Kontrolü Kusuru	

Not: Açıklama bölümünde gözlenen uygulama hataları/aksaklıklar ve projeye göre uygulama eksiklikleri ile gaz ve su durumunu hakkında da bilgiler yazılacaktır.

Tabaka Kontrol Sistemi Modeli uygulamasında aylık raporlamada mevcut hazırlık ve imalat planı üzerinde gözlem yapılan lokasyonlarda gözlenen ve mevcut jeoteknik maden modeline dayalı olumsuzlukların lokasyonları ünlem tabelası görseli ile işlenmelidir. Aynı zamanda açıklıkların belirli noktalarında ve aralıklarında gözlenen ve belirlenen hususlar yukarıdaki çizelge halinde verilmelidir. Bütün bunlardan ayrı olarak üretim planlanan ve yapılan panoya ait plan üzerinde belirlenmiş olan tabaka kontrolü kusurları aşağıdaki plan örneğinde gösterildiği şekliyle işlenerek görselleştirilmesi gerekmektedir (Şekil 5).

2.6 Tetikleyici Eylem Yanıt Planı

Bu bölümde Polyak Eynez Yeraltı Kömür İşletmesi'nde halen hazırlık çalışmalarının yürütüldüğü C 2302-4 & CK Nefes ve C 1110 & C 1109-2 galeri güzergahlarında M2 formasyonunda açılan yeraltı açıklıkları için hazırlanmış olan tabaka kontrolüne dayalı değişik güven seviyelerinde uygulanması önerilen destek sistemleri belirleme çalışmaları analitik ve gözleme dayalı tasarım ilkeleri doğrultusunda gerçekleştirilmiştir.



Şekil 5 Uzunayak tabaka tehlike planı örneği (Onargan, 2020)

Plan üzerinde ayrıca aşağıda verilen açıklamalarda rumuz olarak yerleştirilmiştir.

- Taban yolu taban kabarması (TBTK)
- Ana yol taban kabarması (AYTK)
- Zayıf kütle koşullu açıklık (ZKKA)
- Zayıf kütle koşullu ana yol (ZKKA)
- Taban yolu tavan deform. (TYTvD)
- Ana yol tavan . deform. (AYTvD)
- Aynada boşluklar ve oluk oluşumu (ABvOO)
- Kaya düşmeleri (KD)
- Aynada fay zone (AFZ)

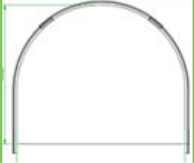
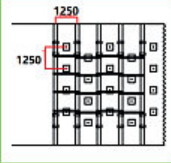
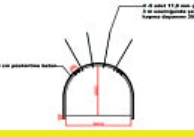
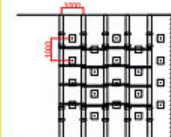
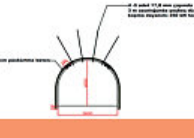
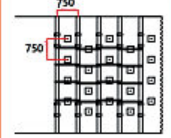
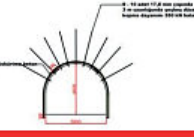
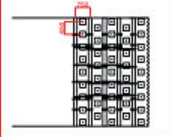
(Kırmızı kalın çizgiler fay hatlarını göstermektedir.)

Aşağıdaki Çizelge 5'de hazırlık çalışmalarının yürütüldüğü C 2302-4 & CK Nefes ve C 1110- 2 &

C 1109-2 galeri güzergahlarında M2 formasyonunda açılan yeraltı açıklıkları için hazırlanmış olan tabaka kontrolüne dayalı değişik

güven seviyelerinde uygulanması önerilen destek sistemleri verilmektedir.

Çizelge 5 Tabaka kontrolü sistemine göre önerilen destek sistemleri (M2 formasyonu) (Onargan, 2020)

Kusur Seviyesi	Şartlar	Önerilen Destek Sistemi	En Kesit	Boy Kesit
Yeşil Seviye	Masif/Az bloklu Eklem Tk. Sayısı < 2 Intak dayanım >70 MPa Tavan ve taban sağlam Su geliri çok az veya yok Açıklık gerilme seviyesi az veya orta GSI > 60	TH 34 Çelik geçme bağ 2 kat tel hasır Şatkrit 5 cm Çelik tah. bağ aralığı: 1,25-1,5 metre		
Sarı Seviye	Bloklu Eklem Tk. Sayısı 2-3 Intak dayanım >50MPa Tavan ve taban sağlam Su geliri çok az veya yok Açıklık gerilme seviyesi orta GSI 50-60	TH 34 Çelik geçme bağ 2 kat tel hasır Şatkrit 10 cm Çelik tah. bağ aralığı: 1,00 -1,25 metre Kablo saplama 4 adet (Kama tipi yenilme söz konusu ise)		
Turuncu Seviye	Çok Bloklu Eklem Tk. Sayısı > 3 Intak dayanım > 30MPa Tavan ve taban orta sağlam Su geliri çok az veya az Açıklık gerilme seviyesi orta GSI 30-50	TH 34 Çelik geçme bağ 2 kat tel hasır Şatkrit 10 cm Çelik tah. bağ aralığı: 0,75 -1,00 metre Kablo (reç.) saplama 4 adet		
Kırmızı Seviye	Çok Bloklu/Örselenmiş Eklem Tk. Sayısı > 4 Fay zonu Intak dayanım > 10 MPa Tavan ve taban Orta/zayıf sağlam Su geliri orta veya çok Açıklık gerilme seviyesi orta/yüksek GSI < 30	TH 34 Çelik geçme bağ 2 kat tel hasır Şatkrit 10 cm Çelik tah. bağ aralığı: 0,50 -0,75 metre Kablo saplama 9-10 adet		

3 SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu bildiri kapsamında önerilen PUKÖ sistemi temelli “Tabaka Kontrolü Ana Tehlike Yönetim Planı” ile, Birincil Tehlike Yönetimi Planları (BTYP) ve Temel Maden Tehlike Yönetim Planları (TMTYP) kapsamında kullanılabilir bir sistem önerilmektedir. Önerilen sisteme benzer sistemler madenciliğin gelişmiş olduğu ülkelerde madencilik faaliyetlerinde uygulanmaktadır. Bu sistem ile aynı zamanda, madenin güvenlik ve

sağlık yönetim sisteminin bir parçası olarak uyarlanabilecek bir yapı kazandırılmış olacaktır. Sistemin kullanılması sayesinde kazı-tahkimat faaliyetlerinin verimli bir şekilde sürdürülmesi sağlanabilecek, ayrıca iş sağlığı ve güvenliği bakımından da proaktif davranış modelinin uygulanması sağlanmış olacaktır. Yaşayan bir proje durumundaki yeraltı kömür madenlerinde gerçekleştirilen çalışmaların maden işletme faaliyetleri süresince devam etmesi gerekmektedir. Sahaya ait tektonik yapının net bir şekilde ortaya

konulmasına yönelik bilimsel ve teknik düzeyde çalışmalarında mutlaka detaylı olarak yapılmasında yarar görülmektedir. Aktif maden alanındaki hidrojeolojik koşulların ve gaz varlığı üzerinde çalışmaların etkin bir şekilde sürdürülmesi ve tüm çalışmaların entegrasyonuna yönelik çalışmaların yapılmasında da zorunluluk bulunmaktadır. Kömür sahalarında tüm ruhsat sahası boyunca üretim lokasyonlarının jeoteknik yapısının çok değişkenlik gösterebileceği göz önünde bulundurularak bu tür madenlerde gerçekleştirilen ar-ge çalışmalarının süreklilik arz etmesi, söz konusu yeraltı kömür madenlerinin güvenli ve verimli bir şekilde işletilmesi bakımından büyük önem arz etmektedir.

5 TEŞEKKÜR

Geliştirilmeye çalışılan yöntemin uygulamalarının gerçekleştirildiği Polyak Eynez Yeraltı Kömür İşletmesine ve Ar-Ge çalışmalarına aktif olarak katılan Planlama Birim Sorumlusu Maden Mühendisi Ferhat Büyükbay ve Maden Mühendisi Barış Dugencili'ye teşekkür ederim.

KAYNAKLAR

- Bieniawski, Z. T., 1989. Engineering rock mass classifications: a complete manual for engineers and geologists in mining, civil, and petroleum engineering. John Wiley & Sons.
- Emery, J., Canbulat, İ., Zhang, C., 2020. Fundamentals of modern ground control management in Australian underground coal mines. International Journal of Mining Science and Technology, Cilt:30, sayfa 573-582, Elsevier, U.K.
- Haile, A., 2004. A reporting framework for geotechnical classification of mining projects, AusIMM Bulletin, September/October:30-37.
- Manchao, H., Xin, C., Zhang, S. and Ribeiro, L. 2012. Large deformation analysis in deep coal mines in China. Innovative Numerical Modelling in Geomechanics – Ribeiro e Sousa et al. (eds) © 2012 Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-0-415-61661-4, pages 333-353.
- Onargan, T., Deliormanlı, A.H., Gönen, A. ve Özdoğan M.V. 2020. Polyak Eynez Yeraltı Kömür Madeni Yeraltı Açıklıklarında Kullanılan Destek (Tahkimat) Sistemlerinin Duraylılığının Araştırılması Ve Uygun Destek Sisteminin Geliştirilmesi Projesi. D.E.Ü. Mühendislik Fakültesi, Döner Sermaye Projesi, Proje No: MDN.PRJ.20.A04, İzmir.
- Onargan, T. 2020. Polyak Eynez A.Ş. – Kınık / Elmadere Yeraltı Kömür Madeni Hazırlık Galerilerinin Açılması Çalışmaları Hakkında Bilimsel ve Teknik Görüş Raporu, Döner Sermaye Danışmanlık Hizmeti Protokolü, İzmir.

Ünver, B., 2018. Kömür Madencilğinde Tabaka Hareketleri Kaynaklı Sorunlar. KAYAMEK'2018- 12. Bölgesel Kaya Mekanik Sempozyumu / ROCKMEC'2018-12th. Çağrılı Bildiri, Bildiriler Kitabı, Sayfa 403-421, Trabzon.

Zhang, S. Fan, G., Chai, L., Qizhen L., Mingwei, C., Tao, L., and Shang, R. (2021). Disaster Control of Roof Falling in Deep Coal Mine Roadway Subjected to High Abutment Pressure. Research Article, Hindawi Geofluids Volume 2021, Article ID 8875249, 17 pages. <https://doi.org/10.1155/2021/8875249>

Uzunayak tabanyollarının kaya saplamaları ile tahkimat tasarımı için önerilen görgül yaklaşımlar üzerine bir değerlendirme: örnek bir çalışma

An evaluations on empirical approaches suggested for support design with rock bolts of longwall gateroad: a case study

İ. Özkan & M. Mesutoğlu

Konya Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Konya

A. Sancak

TKİ-Garp Linyitleri İşletmesi (GLİ), Ömerler Yeraltı Maden Ocağı, Tunçbilek, Tavşanlı, Kütahya

R. Bayındır

TKİ Genel Müdürlüğü, Etüd Proje ve Arama Daire Başkanlığı, Ankara

ÖZET: Yeraltı kaya mühendislik yapılarının görevlerini yerine getirebilmesi için duraylı olması istenir. Ön tasarım çalışmaları, kazı sırasında yapılan gözlem ve ölçümler, geriye dönük analizler ile yeraltı açıklıklarında duraylılık sağlanmaktadır. Tahkimat tasarım çalışmalarında görgül (ampirik) ve sayısal yaklaşımları kullanılmaktadır. Tasarım mühendisleri günümüzde genel olarak sayısal yaklaşımlara yönelmektedir. Ancak bu yaklaşımlarda bazı kabullerin yapılması çözümlemelerde dikkatli olunmasını zorunlu kılmaktadır. Bunun yanında kaya saplamaları ile tahkimat tasarımında kaya saplama boyu, çapı, aralığı gibi parametrelerin her birinin ayrı ayrı test edilecek olması birçok senaryonun çözülmesini gerektirecektir. Sayısal analizler öncesinde görgül yaklaşımların dikkate alınması iyi bir yöntem olacaktır. Ölçüm, gözlem ve mühendislik tecrübelerine dayalı geliştirilen görgül yaklaşımlar, kaya saplamalarının boyutlandırılması için önerilerde bulunabilmektedir. Bu öneriler doğrultusunda sayısal analizlerin gerçekleştirilmesi tasarım mühendislerinin çalışmalarını kolaylaştıracaktır. TKİ-GLİ-Ömerler yeraltı maden ocağında gerçekleştirilen kaya saplama tasarım çalışmalarının ilk aşamasında onbir farklı görgül yaklaşım dikkate alınmıştır. Ünal (1986, 1989) tarafından önerilen görgül yaklaşımın öne çıktığı sayısal analizler ile tespit edilmiştir. Bu bildiride sadece görgül yaklaşımlara değinilecek, sonuçları karşılaştırılacak ve yeraltı kömür ocaklarında çalışan tasarım mühendisleri için öneriler sunulacaktır.

ABSTRACT: Underground rock engineering structures are required to be stable in order to fulfil their duties. Stability in underground openings is ensured by preliminary design studies, observations and measurements made during excavation, and back analysis. Empirical and numerical approaches are used in support design studies. Today, design engineers generally tend towards numerical approaches. However, making some assumptions in these approaches, makes it necessary to be careful in the analysis. In addition, each of the parameters such as rock bolt length, diameter and spacing will have to be tested separately in rock bolt support design. This will require resolving many scenarios. It would be a good method to consider empirical approaches before numerical analysis. Empirical approaches developed based on measurement, observation and engineering experience can give recommendations for rock bolt. Performing numerical analyses in line with these recommendations will make it easier the work of design engineers. The eleven different empirical approaches were taken into account in the first phase of rock bolt design studies carried out in TKİ-GLİ-Ömerler underground mine. The stand out of the empirical approach suggested by Ünal (1986, 1989) was determined by numerical analysis. In this paper, only empirical approaches will be discussed, their results will be compared and suggestions will be presented for design engineers working in underground coal mines.

1 GİRİŞ

Yeraltı kaya mühendislik yapılarının duraylı olması istenir. Bu beklenti günümüzde ön tasarım çalışmaları, kazı sırasında yapılan gözlem ve ölçümler, geriye dönük analizler ile

sağlanmaktadır. Günümüzde görgül (ampirik) ve sayısal tasarım yaklaşımları, maden galerileri ve tüneller gibi yeraltı boşlukları için ön tahkimat tasarım çalışmalarında başvurulan temel iki yaklaşımdır.

Görgül tasarım yaklaşımları; gözlem, ölçüm, tecrübe ve mühendislik yargıları sonucu elde edilen bulguların birleştirilmesiyle geliştirilen yaklaşımlardır. Genel olarak kaya kütle sınıflama sistemlerine dayalı olan görgül yaklaşımlar ile kaya saplama boyu ve aralığı, püskürtme beton kalınlığı gibi tahkimat boyutları hatta farklı kaya saplama tiplerinde belirlenebilmektedir. Matematiksel temele dayanan sayısal tasarım yaklaşımları ile açıklık etrafındaki gerilme ve deformasyon davranışları incelenebilmektedir. Günümüzde iki ve üç boyutlu sayısal analizler yapabilen programlar geliştirilmiş olup birçok projede yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Sayısal yaklaşımlara dayalı geliştirilen programların belirli kabuller dahilinde çalışması, her zaman ölçülmesi mümkün olmayan arazi gerilmeleri, başlangıçta tahkimat boyutları (kaya saplama boyu, aralığı, püskürtme beton kalınlığı vb.) gibi girdi parametrelerini istemesi ve özellikle karmaşık problemlerde elde edilen analiz sonuçlarının yorumlanmasının zor olması yaklaşımın daha dikkatli kullanılmasını gerektirmektedir.

En uygun tahkimat tasarımının belirlenmesinde, öncelikle görgül yaklaşımlar yardımıyla kaya saplama boyu ve aralığı, püskürtme beton kalınlığı, demir bağ boyutlarının belirlenmesi daha sonra bu ön tasarım sonuçlarını içeren tahkimat boyutlarının iki ve üç boyutlu sayısal analizler ile test edilmesi daha hızlı ve güvenilir sonuçlara ulaşmayı sağlamaktadır. Kaya saplama tahkimat tasarım çalışmalarını dikkate alınan 11 farklı görgül yaklaşım bulunmaktadır. Bu görgül yaklaşımların altı adeti RMR kaya kütle sınıflama sistemine (Bieniawski 1973; Ünal 1983, 1986, 1989; Vanketaswarlu 1986; Lowson & Bieniawski 2013), iki adeti Q kaya kütle sınıflama sistemine (Barton vd. 1974, Grimstad & Barton 1995), iki adeti RQD sistemine (Deere vd. 1970, Merritt 1972) dayalı olduğu görülmektedir. Bunların haricinde diğerleri Panek (1964) ve süreksizlik takım sayısı ile süreksizlik eğimine bağlı tasarım yaklaşımıdır.

TKİ-GLİ-Ömerler A6 uzunayak panosunda TÜBİTAK projesi kapsamında kaya saplamalarına yönelik bir pilot uygulama için öncelikle kömür ve çevre kayaçların malzeme ve kütle özellikleri laboratuvar ve sahada yapılan deneysel çalışmalar ile belirlenmiştir. Ön tasarım çalışmaları kapsamında görgül yaklaşımlar ile kaya saplama tahkimat tasarım sonuçları elde edilmiştir. Daha sonra genelleştirilen kaya saplama boyutları (saplama boyu ve aralığı gibi) için iki ve üç boyutlu sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Bu bildiride sadece görgül yaklaşımlara değinilecek,

yeraltı kömür ocağı için yapılan değerlendirme sonuçları örnek olarak sunulacak, görgül yaklaşım sonuçları karşılaştırılacak, yeraltı kömür ocaklarında çalışan uygulayıcı mühendisler için öneriler sunulacaktır.

2. TAHKİMAT TASARIM YAKLAŞIMLARI

Bir yeraltı açıklığının duraylılığı, emniyet gereksinimlerini ekonomik sınırlar içerisinde sağlayan bir tahkimat sistemi ile sağlanabilir. Tahkimat sisteminin en iyi şekilde tasarlanabilmesi için, yeraltı açıklığın şekli ve boyutları, kaya kütlelerinin ve süreksizliklerin özellikleri ve açıklığın neden olduğu gerilmelerin büyüklüğü ve dağılımı, en doğru şekilde tespit edilmelidir. Diğer tüm tahkimat sistemlerinde olduğu gibi kaya saplaması tahkimat sistemi de bu parametrelere bağlı olarak tasarlanmalıdır. Eksiksiz ve uygun bir kaya saplama sistemi tasarımı için; i) saplama tipi, ii) saplama uzunluğu, iii) saplamaların düzeni ve aralığı, iv) ön gerdirmenin uygulanıp uygulanmayacağı, v) ön gerilme parametrelerinin en doğru şekilde belirlenmesi gerekmektedir (Canbulat 2008).

Tüm bu parametrelerin doğru bir biçimde belirlenebilmesi, kaya kütle ile kaya saplaması etkileşimin tam olarak anlaşılmasıyla mümkün olabilmektedir. Bu etkileşimin anlaşılması için başvuru tasarım metodları; i) Ampirik (görgül) yaklaşımlar ii) Arazi ölçümlerine dayalı tasarım yaklaşımları iii) Analitik yaklaşımlar (Teorik yaklaşımlar, Fiziksel modelleme ve Sayısal (nümerik) modelleme) gibi sınıflandırılabilir.

2.1 Görgül Tasarım Yaklaşımları

Gözlem, ölçüm, deneyim ve mühendislik sezgilerine bağlı olarak elde edilen bulguların birleştirilmesiyle niceliksel (sayısal) olarak kaya kütle özelliklerini tanımlayan kaya kütle sınıflama sistemleri, görgül yaklaşım olarak bilinmektedir. Kaya kütle sınıflama sistemleri, tahkimat gereksinimlerini ön tasarım safhasında belirlemek için kullanılırlar. Bu sınıflandırma sistemlerinin ilki, Terzaghi (1946) kaya yükü sınıflamasıdır. Bu kaya yükü sınıflamasından sonra birçok kaya kütle sınıflama yöntemi geliştirilmiştir. Bu sınıflama yöntemleri arasında en yaygın kullanılan sınıflama sistemleri RMR (Bieniawski 1973; 1989) ve Q (Barton vd. 1974) sınıflama sistemleridir. Aynı zamanda bu yaklaşımlar, kaya saplamalarının tahkimatında kullanılan ampirik (görgül) tasarım yaklaşımlarıdır. Kaya saplamalarına ait geliştirilen tahkimat tasarım yaklaşımlarında sıklıkla bu

sınıflama sistemleri kullanılmaktadır. Kaya saplamalarının tasarımında, süreksizlik takım sayısı ve süreksizlik eğimlerini dikkate alan yaklaşımlarda mevcuttur. Kaya saplama tahkimat tasarımında, görgül yaklaşımlara dayalı tahkimat tasarım öngörülerini aşağıda sıralanmıştır (Özkan 2010).

- i. Süreksizlik takım sayısı ve süreksizlik eğimine bağlı tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 1 (Anonim)
- ii. Panek tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 2 (Panek 1964)
- iii. RQD sistemine bağlı tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 3 (Deere vd. 1970)
- iv. RQD sistemine bağlı tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 4 (Merritt 1972)
- v. RMR sistemine bağlı Bieniawski tasarım yaklaşımı -Yaklaşım 5 (Bieniawski 1973)
- vi. RMR sistemine bağlı Ünal tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 6 (Ünal 1983)
- vii. RMR sistemine bağlı Venkateswarlu tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 7 (Venkateswarlu 1986)
- viii. RMR sistemine bağlı Ünal tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 8 (Ünal 1986, 1989)
- ix. Q sistemine bağlı Barton, Lien ve Lunde tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 9 (Barton vd. 1974)
- x. Q sistemine bağlı Grimstad ve Barton tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 10 (Grimstad & Barton 1995)
- xi. RMR sistemine bağlı Lowson ve Bieniawski tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 11 (Lowson & Bieniawski 2013)

Yukarıda sıralanan yaklaşımlar hakkında kısa bilgiler aşağıda sunulmuştur. Yaklaşımların önerdiği tablolar, nomogramlar, eşitlikler sayfa sınırından dolayı burada verilememiştir. Ancak bu bildiride sunulacak olan örnek çözümde görüldüğü üzere belirlenen genel kaya saplama boyutlandırma sonuçları genel olarak Yaklaşım 8 ile örtüştüğü için sadece bu yaklaşım detaylandırılarak takip eden bölümde verilmiştir.

Yaklaşım-1: Yeraltında açılan açıklığın genişliği, açıklık etrafındaki süreksizlik takım sayıları (n) ve eğimlerini (ϕ) dikkate alan bu tasarım yaklaşımında, genel olarak açıklık genişliği (B) 15 m'den küçük ya da büyük olmak üzere iki sınıfta değerlendirme yapılmaktadır (Özkan 2010; Mesutoğlu 2019).

Yaklaşım-2: İnce tabakalanmış kaya yapılarında geçerli olduğu varsayılan giriş oluşturma ilkesi yaklaşımını dikkate alan Panek (1964), gerdirmeli kaya saplamalarının tahkimatı için bir nomogram geliştirmiştir. Nomogramın kullanımında, ilk olarak, rastgele kaya saplama boyu (L), her setteki saplama sayısı (n) ve saplama setleri arasındaki aralık değerleri (S) belirlenir. Daha sonra

nomogramın x-ekseninde, açıklık tavanındaki kaya tabaka kalınlığı (t) değerinden hareketle, nomogram üzerinde belirtilen A-B-C-D-E-F-G hattı takip edilerek tahkimat faktörü (RF) belirlenir. Bu faktör emniyet katsayısı olarak değerlendirilmemektedir. Nomogramdan bulunan RF değeri eğer 2'ye eşit ve büyükse bu durumda tasarlanan kaya saplamasının açıklıkta duraylılığı sağlayacağı anlaşılmaktadır.

Yaklaşım-3: Kaya kütlelerini tanımlama çalışmalarında kullanılmak üzere RQD (Kaya Kalite Göstergesi-Rock Quality Designation) indeksi Deere ve arkadaşları (1967) tarafından geliştirilmiştir. Deere (1968), indeks değerlerini beş aralığa bölerek her bir aralığa giren kaya kütlelerini niteliksel olarak tanımlamıştır. Daha sonra geliştirilen RQD indeks aralıklarına dayalı tahkimat (çelik bağ, kaya saplaması, püskürtme beton) önerisi bir tablo şeklinde Deere ve arkadaşları (1970) tarafından verilmiştir.

Yaklaşım-4: Merritt (1972) x-ekseninde açıklık (B, m) y-ekseninde RQD olmak üzere hazırlanan bir grafik üzerinde üç bölge oluşturmuştur. İlk bölgede çelik bağ kullanılması gerektiği (boyutlandırma yapılmamış), ikinci bölgede ise sadece kaya saplama aralıklarını vererek kaya saplama önerisi verilmektedir. Son bölgede ise genel olarak tahkimata ihtiyaç olmadığı veya lokal olarak kaya saplamaya ihtiyaç olabileceği (boyutlandırma yapılmamıştır) belirtilmektedir.

Yaklaşım-5: 1973 yılında Bieniawski'nin ortaya attığı RMR (Rock Mass Rating-Kaya Kütle İndeksi) kaya kütle sınıflama sisteminde; kaya kütlelerini tanımlamak amacıyla altı temel parametre (dayanım, RQD, süreksizlikler arası mesafe, süreksizlikler arası durum, yer altı su durumu ve süreksizlik konumu) sayısal olarak tanımlanmaktadır (0-100). Sistem önerdiği abak, tablo ve eşitlikler ile kaya kütlelerinin mühendislik özelliklerini (E_m , c_m , ϕ_m gibi), tahkimatsız ya da tahkimatlı en büyük açıklık değerlerini, projede önerilen boyutlardaki açıklığın tahkimatsız olarak ne kadar durabileceği, kazı çalışmalarının nasıl yürütüleceği ve tahkimat öngörülerini sunabilmektedir. Sistemin öngörüsü olan tahkimat yaklaşımında demir bağlar, kaya saplamaları ve beton kaplama boyutları hakkında tasarım çıktıları bir tabloda verilmiştir. Ancak bu yaklaşımda tahkimat ile ilgili detay bilgileri sunulmamaktadır. Önerilen tahkimat tasarım çıktıları içeren tablodaki sonuçlar, at nalı kesitinde arazi gerilmesi 25 MPa'dan daha az olan derinlikler için geçerlidir.

Yaklaşım-6: Kaya saplamalarına ait tasarım çalışmalarında RMR sınıflama sistemine bağlı

olarak Bieniawski (1973) tarafından önerilen tabloda kaya saplamalarına ait hangi türün kullanılacağı belirsizdir. Bu problemi aşmak amacıyla Ünal (1983) doktora tezi çalışmalarında kömür madenlerine yönelik RMR'a bağlı bir kaya saplama kılavuzu geliştirmiştir. Bu kılavuzda mekanik ankrajlı ve reçine dolgu kaya saplamaları dikkate alınmıştır. Kılavuz, 6 m (20ft), 5.5 m (18ft) ve 4.9 m (16ft) açıklığa (B) sahip galeriler ve 6m (20ft) (W) genişliğe sahip 4 yol keşişim bölgeleri için önerilmiştir. Kaya saplaması uygulaması planlanan galerilerinin ya da 4 yol ağzının tavan kısmında kalan kaya kütesinin RMR değeri girdi parametresi olarak kullanılmaktadır. Yaklaşımın uygulanma aşamasında, galeri açıklığının tavan kısmındaki kaya kütesini tanımlayan RMR değeri, kılavuzda yerine konulduğu takdirde mekanik ve reçine dolgu kaya saplamalarının uzunluğu (L), saplama aralığı (S), saplama çelik kalitesi (G), saplama çapı (ϕ) ve saplama kapasitesi (C) hakkında bilgiye ulaşılabilmektedir. Ayrıca şekilsel olarak saplamaları galeri tavanına nasıl yerleştireceği konusunda detaylı bilgi sahibi olunabilmektedir.

Yaklaşım-7: Hindistan'da bulunan 47 farklı kömür madeninde bir araştırma yapan Venkateswarlu (1986), RMR (Bieniawski 1973) sınıflama sistemi üzerinde bazı değişiklikler önermiştir. Venkateswarlu (1986) yeni RMR sistemi sonuçlarını dikkate alarak, kaya saplamaları veya çelik bağ ile tahkimat öngörüsünde bulunmuştur. Bir kılavuz üzerinde tahkimat önerisinde bulunan Venkateswarlu (1986), 4.2-4.5 m (14-15 ft) açıklığa sahip maden galeri için geçici ve kalıcı olmak üzere iki ayrı tahkimat boyutlandırması yapmıştır. Kalıcı ve geçici tahkimat önerisinde çimento dolgu ve reçineli kaya saplamaları dikkate alınmıştır. Saplamaların boyları (L_b), saplama aralıkları (S_b) ve saplama sıra aralıkları (S_r) verilmiştir. Ayrıca kaya saplamasına alternatif olarak çelik bağ ile ilgili boyutlandırma verilmiştir. Önerilen kılavuzda galeri tavanında beklenen tavan basıncı (t/m^2) değerleri de sunulmuştur.

Yaklaşım-8: Bölüm 2.1'de detaylı olarak sunulacaktır.

Yaklaşım-9: Barton ve arkadaşları tarafından 1974 yılında önerilen Q kaya kütle sınıflama sisteminde, kaya saplama boyları hakkında genel bir eşitlik sunulmuştur

$$L = (2 + 0.15B) / ESR \quad (1)$$

Bu eşitlikte B galeri açıklığı, ESR Kazı Tahkimat Oranı değerleri olup L ise kaya saplama boyudur. Bunun haricinde Q sistemde x-ekseni Q indeks

değerleri, y-ekseni Eşdeğer Kazı Açıklığı (D_e) / Kazı Tahkimat Oranı (ESR) oran değerleri olan bir abakta tahkimat kategorileri tanımlanmıştır. Q sistem bu tahkimat kategorileri için detaylı bir tahkimat önerisini çizelge halinde sunmuştur. Kılavuz, çelik bağ ve püskürtme beton tahkimatı yanında kaya saplamaları ile tahkimat konusunda da önerileri içermektedir.

Yaklaşım-10: Grimstad & Barton (1995) tarafından Q sistemine bağlı kullanımı kolay bir tahkimat nomogramı önerilmiştir. Bu nomogram, uygulayıcı mühendis kullanmayı planladığı kaya kütesi için Q, D_e ve ESR değerini belirledikten sonra püskürtme beton kullanıp kullanmama durumuna göre her iki koşul için kaya saplaması boyu (L) ve aralıkları (S) verebilmektedir.

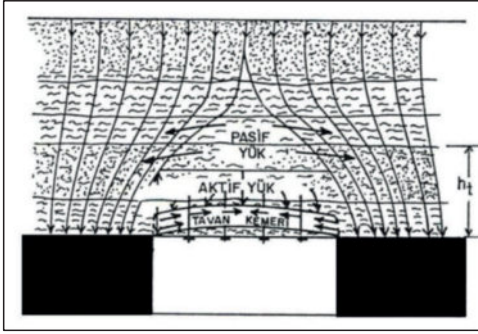
Yaklaşım-11: 2013 yılında Lowson & Bieniawski tarafından önerilen bu yaklaşımda (Lowson & Bieniawski 2013), yeraltı açıklıklarının tasarımında, kazı boşluğu ve kaya kütle kalitesinin (RMR) değeri dikkate alınarak, kaya saplaması, püskürtme beton ve demir bağların uygulanması ile ilgili yeni tasarım çizelgeleri ve grafikleri sunulmaktadır. Pratik tünel tasarımının farklı yönlerinin ele alındığı bu yaklaşım, ayrıca yer altı tasarımlarında göz önünde bulundurulması gereken kaya patlaması ve zemin sıkışması koşullarını da dikkate almaktadır.

2.1 RMR sistemine bağlı Ünal (1986, 1989) tasarım yaklaşımı-Yaklaşım 8

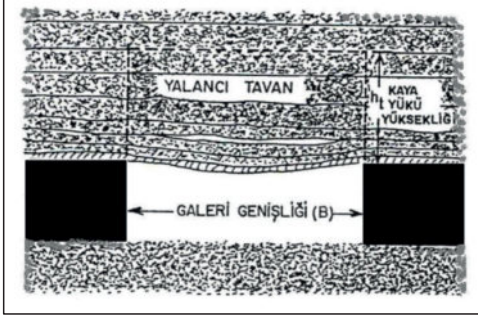
Galeri üzerindeki gevşemiş bir bölgede arazi ve tavan kemeri olduğu yapılan gözlem ve teorik çalışmalardan belirlenmiştir. Arazi kemerinin altında oluşan yüklerin büyük bir bölümü tavan kemeri vasıtasıyla kaya kütesi içine transfer olmakta, kalan bölümü ise tavan kemeri üzerine gelmektedir (Şek. 1a). Ünal (1986, 1989)'a göre kaya saplamalarının işlevi, yük transferini sağlayan tavan kemerinin bütünlüğünü korumak, ayrıca tavan kemeri ve tavan üzerine gelen yükleri askıya alarak taşımaktır. Taşınması gereken toplam yük, kaya yükü yüksekliği (h_1) ile sınırlıdır. Kaya yükü yüksekliği, galeri tavanı üzerinde, tahkim edilmediği takdirde göçecek potansiyel duraysızlık bölgesinin yüksekliği olmaktadır (Şek. 1b).

Kaya yükü yüksekliği (h_1), galeride oluşan göçüklerin gözlenmesiyle veya RMR ve galeri genişliği (B)'ne dayalı olarak geliştirilen ve yaygın olarak kullanılan aşağıdaki eşitlikten bulunabilmektedir (Ünal 1983).

$$ht = [(100 - RMR) / 100] B \quad (2)$$



(a) Tipik bir galeri tavanı üzerindeki yüklerin dağılımı.



(b) Kaya yükü yüksekliği (h_t).

Şekil 1. Tipik bir galeri tavanındaki yüklerin davranışları (Ünal & Ergür 1990).

Yeraltında yapılan gözlemler ve sayısal modelleme çalışmaları sonucunda (Gerçek 1982; Ünal 1983), kömür ocaklarında sürülen galerilerde tahkimat yapılmadığı zaman, normal olarak, galeri tavanında çekme ve makaslama gerilmeleri oluştuğu belirlenmiştir. Yenilme bölgelerinin yükseklikleri (h_f), kaya kütlesi kalitesi belirteci (RMR) ve yatay gerilmelerin düşey gerilmelere oranına ($K = \sigma_h / \sigma_v$) göre değişmektedir. Bu durum iki boyutlu sayısal çözümlemelere dayalı analizler ile gösterilmiştir (Ünal & Ergür 1990).

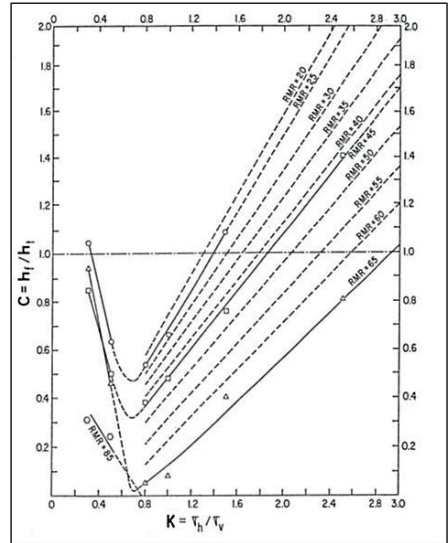
Galeri genişliği 6.1 m olan bir galeride yatay gerilmelerin düşey gerilmelere oranının sabit ($K=0,3$) olduğu bir durumda, RMR değeri arttıkça (RMR=23-85) yenilme bölge yüksekliklerinin (h_f) azaldığı izlenmiştir. RMR değerinin 85 olduğu durumda ise açıklığın üzerinde hiçbir yenilme oluşmadığı belirlenmiştir.

RMR değeri 45 ve galeri genişliğinin 6.1 m olduğu bir galeride K değeri arttıkça, önce çekme yenilmeleri bölgesi azalmaktadır. K değerinin 0.8 olduğu durumda ise, yenilme yüksekliği (h_f) en düşük değerine ulaşmaktadır. Yatay gerilmeler artmaya devam ettikçe (derinlik azaldıkça, K arttıkça), kaya yükü yüksekliği (h_t) artmakta bununla birlikte, tavanın merkezinde oluşan yenilmeler makaslama tipi yenilmelere

dönüşmektedir. Yatay gerilmelerin fazla olmadığı koşullarda (derinlik arttıkça, K azaldıkça), tavan üzerindeki duraysızlık bölgesi daha yüksek ancak kenarlara doğru kaymaktadır (Ünal & Ergür 1990).

Hanna & Canover (1989) tarafından yapılan sayısal çözümlemelerde, önemli ölçüde yatay gerilmelerin bulunduğu ve kaya kütlesi kalitesinin (RMR) düşük olduğu koşullarda, duraysız bölge yüksekliğinin (h_f) galeri tavanının merkezinde oldukça fazla olduğu anlaşılmıştır. Bu koşullar altında, Ünal (1986, 1990), kaya saplamalarının çoğunun askıya alma yerine, kiriş oluşturma ilkesine göre çalıştığını vurgulamaktadır.

Ünal & Ergür (1990), değişik RMR değerlerine göre, $K (\sigma_h / \sigma_v)$ ile yenilme yüksekliğinin kaya yükü yüksekliğine oranı (h_f / h_t) ilişkisini göstermişlerdir (Şek. 2). Şekildeki yatay kesikli çizgi, sayısal modelleme çalışmalarından elde edilen yenilme yüksekliğinin (h_f), kaya yükü yüksekliğine (h_t) eşit olduğu sınırı göstermektedir. Ünal & Ergür (1990), $K < 1.3$ olduğu durumlar için kaya yükü yüksekliğinin (h_t) analitik çalışmaları sonucu elde edilen verilere bir alt sınır oluşturduğunu kabul etmişlerdir (Özkan 2010).



Şekil 2. $K (\sigma_h / \sigma_v)$ oranının $C (h_f / h_t)$ oranına etkisi (Ünal & Ergür 1990).

Tüm bu değerlendirmeler ışığında Ünal & Ergür (1990), $C = h_f / h_t$ 'nin 1'e eşit veya küçük olduğu durumlarda ($K \leq 1.3$) Eşitlik 2, diğer durumlarda ($K > 1.3$) ise aşağıda sunulan eşitliği kullanmayı teklif etmişlerdir. Bu eşitlikte yer alan $C (h_f / h_t)$ değeri Şekil 2'den bulunabilmektedir.

$$h_t = C[(100 - RMR)/100]B \quad (3)$$

Ünal (1986, 1989), yukarıda sunulan Eşitlik 2 ve 3 kullanılarak açıklık veya dört yol ağız üzerindeki kaya yükü yüksekliğinin (h_t) bulunabileceğini ve buna bağlı olarak aşağıda sunulan kaya saplama türleri için tahkimat tasarımı çıktılarına ulaşılabilirliğini savunmaktadır (Çizelge 1-6).

Eşitlik 4-9 (Çizelge 1-6) arasında verilen eşitliklerde kullanılan kaya saplama çapı (ϕ), en küçük çelik yenilme yükü (L'_y), ankraj yükü (L'_t), bağ faktörü (BF) parametreleri için çeşitli çizelgeler hazırlanmıştır (Ünal 1986, 1989). Ünal & Ergür (1990), Özkan (2010) ve Mesutoğlu (2019)'da sunulan bu çizelgelere bu bildiriye yer sorunundan dolayı yer verilememiştir.

Çizelge 1. Mekanik kaya saplamaları için önerilen tasarım eşitlikleri (Ünal 1986, 1989).

Tasarım Parametresi	Önerilen Eşitlik	No
Galeri için kaya yükü yüksekliği (m)	$h_t = C[(100-RMR)/100]B$	4a
Dörtöl kesişimi için kaya yükü yüksekliği (m)	$h_t = C[(100-RMR)/100]B'$	4b
Saplama uzunluğu (m)	$L_b = 0.65 \times h_t$	4c
Saplama yük kapasitesi (küçük olan seçilir) (kN)	$C_b = L'_f \text{ veya } L'_y$	4d
Saplama aralığı (m)	$S_b = [(0.6 \times C_b)/(\gamma_{im} \times h_t)]^{0.5}$	4e

Çizelge 2. Reçine dolgu kaya saplamaları için önerilen tasarım eşitlikleri (Ünal 1986, 1989).

Tasarım Parametresi	Önerilen Eşitlik	No
Galeri için kaya yükü yüksekliği (m)	$h_t = C[(100-RMR)/100]B$	5a
Dörtöl kesişimi için kaya yükü yüksekliği (m)	$h_t = C[(100-RMR)/100]B'$	5b
Etkin reçine boyu (m)	$L_{er} = [(B^2 \times \gamma_{im} \times h_t)/(2 \times \sigma_v \times 0.33)]^{0.5}$	5c
Saplama uzunluğu (m)	$L_b = L_{er} \times 1.5$	5d
Ankraj yenilme yükü (kN)	$L'_f = L_{er} / BF \times 100$	5e
Saplama yük kapasitesi (küçük olan seçilir) (kN)	$C_b = L'_f \text{ veya } L'_y$	5f
Saplama aralığı (m)	$S_b = [(0.6 \times C_b)/(\gamma_{im} \times h_t)]^{0.5}$	5g

Çizelge 3. Sürtünmeli swellex kaya saplamaları için önerilen tasarım eşitlikleri (Ünal 1986, 1989).

Tasarım Parametresi	Önerilen Eşitlik	No
Galeri için kaya yükü yüksekliği	$h_t = C[(100-RMR)/100]B$	6a
Dörtöl kesişimi için kaya yükü yüksekliği	$h_t = C[(100-RMR)/100]B'$	6b
Taşınabilecek max blok yüksekliği	$L_{er} = [(B^2 \times \gamma_{im} \times h_t)/(2 \times \sigma_v \times 0.33)]^{0.5}$	6c
Duvar basıncı	$q = 0.35 \times \sigma_w$	6d
Tahkimatta çalışacak max saplama uzunluğu	$L_{max} = C_b / (\pi \times \theta_h \times \mu \times q)$	6e
Saplama uzunluğu	$L_b = L_{er} + L_{max}$	6f
Saplama aralığı	$S_b = [(0.6 \times C_b)/(\gamma_{im} \times h_t)]^{0.5}$	6g

Çizelge 4. Dyna - Rok kaya saplamaları için önerilen tasarım eşitlikleri (Ünal 1986, 1989).

Tasarım Parametresi	Önerilen Eşitlik	No
Galeri için kaya yükü yüksekliği	$h_t = C[(100-RMR)/100]B$	7a
Dörtöl kesişimi için kaya yükü yüksekliği	$h_t = C[(100-RMR)/100]B'$	7b
Saplama uzunluğu	$L_b = 0.65 \times h_t$	7c
Max plastik tüp boyu	$L_t = C_b \times BF + 5$	7d
Ankraj yenilme yükü	$L'_f = (L_t - 5) / BF$	7e
Saplama yük kapasitesi (küçük olan seçilir)	$C_b = L'_f \text{ veya } L'_y$	7f
Saplama aralığı	$S_b = [(0.6 \times C_b)/(\gamma_{im} \times h_t)]^{0.5}$	7g

Çizelge 5. Dyna - Rok Plus kaya saplamaları için önerilen tasarım eşitlikleri (Ünal 1986, 1989).

Tasarım Parametresi	Önerilen Eşitlik	No
Galeri için kaya yükü yüksekliği	$h_t = C[(100-RMR)/100]B$	8a
Dörtöl kesişimi için kaya yükü yüksekliği	$h_t = C[(100-RMR)/100]B'$	8b
Etkin saplama boyu	$L_{er} = [(B^2 \times \gamma_{im} \times h_t)/(2 \times \sigma_v \times 0.33)]^{0.5}$	8c
Saplama uzunluğu	$L_b = L_{er} + L_t / 100$	8d
Max plastik tüp boyu	$L_t = C_b \times BF + 5$	8e
Ankraj yenilme yükü	$L'_f = (L_t - 5) / BF$	8f
Saplama yük kapasitesi (küçük olan seçilir)	$C_b = L'_f \text{ veya } L'_y$	8g
Saplama aralığı	$S_b = [(0.6 \times C_b)/(\gamma_{im} \times h_t)]^{0.5}$	8h

Çizelge 6. Ağaç tahkimat ile birlikte kaya saplamaları için önerilen tasarım eşitlikleri (Ünal 1986, 1989).

Tasarım Parametresi	Önerilen Eşitlik	No
Normal galerilerde maden direği yük taşıma kapasitesi	$C_p' = C_p / (S_p \times B)$	9a
Geniş galerilerde maden direği yük taşıma kapasitesi	$C_p' = (C_p/2) / (S_p \times B)$	9b
Dörtöl kesişimlerde maden direği yük ton kapasitesi	$C_p' = (C_p/4) / [(B+4)^2 - 16] / N_p$	9c
Saplama üzerine gelen kaya yükü yüksekliği	$h_b = h_t - (C_p'/\gamma_{im})$	9d
Saplama aralığı	$S_b = [(0.6 \times C_b)/(\gamma_{im} \times h_t)]^{0.5}$	9e

Yukarıda sunulan çizelgelerdeki eşitliklerin kullanımı ile ilgili olarak Ünal (1986, 1989), uygulayıcı mühendislerin aşağıda sunulan özel notlara dikkat etmeleri uyarısını yapmıştır.

- Reçineli ve mekanik kaya saplamaları için önerilen saplama çapları 19, 25 ve 32 mm olup, saplama çeliği kaliteleri ise G40 ve G60'tır.
- Dübel tip kaya saplamaları için önerilen saplama çapları 16, 19 ve 22 mm, saplama çeliği kaliteleri ise G55 ve G75'tir. Plastik tüpün uzunluğu 41 cm'yi geçmemeli, 36 cm'si ankrajda etkilidir.
- Emniyet açısından, iki kaya saplamasının arasındaki mesafenin 1.5 m'yi aşmaması ve

saplama uzunluğunun 75 cm'den az olmaması gerekir.

iv. Verilen tüm eşitlikler metrik sistem için geçerlidir.

Ünal & Özkan (1990) tarafından zayıf-tabakalı-anizotropik-kil içerikli-sık eklemli kaya kütleleri için M-RMR (Modified RMR) sınıflama sistemi önerilmiştir. M-RMR indeks değerlerinin yukarıda sunulan eşitliklerde geçen RMR değerleri yerine kullanılabileceği ifade edilmiştir (Ünal 1986, 1989; Ünal & Ergür 1990).

3 ÖRNEK ÇALIŞMA SAHASI HAKKINDA GENEL BİLGİ

Maden sahasında ilk madencilik çalışmaları 1939 yılında ETİBANK bünyesinde başlamıştır. 1940 yılında TKİ bünyesinde Garp Linyitleri İşletmesi Müessesesi (GLİ) kurulmuştur. Günümüzde GLİ İşletmesi Müdürlüğü olarak madencilik faaliyetlerine devam edilmektedir.

Havzada, tabaka eğimleri genelde 5-20° eğimle kuzey doğu yönündedir. Çalışma sahası içerisinde kalan kömür rezervi 18 milyon ton civarındadır. Kömür damarı kalınlığı 5-12 metre arasında değişmekte olup, ortalama 8 metre kalınlığa sahiptir (Çelik 2005). Kömür damarı çeşitli seviyelerde yaklaşık 15-30 cm kalınlığa sahip kil ara kesmeleri içermektedir (Lütfen Şek. 5'e bakınız). Yeraltı ocağında çalışılan en derin kısım +469 kotunda olup A1 panosu bu bölge içerisinde yer almaktadır. Örtü tabakası kalınlığı yaklaşık 330 metredir.

GLİ Tunçbilek kömür havzasında, yeraltı kömür üretimi, Ömerler-A sahasında yapılmaktadır. Ömerler-A yeraltı ocağında yürüyen tahkimatların kullanıldığı, arkadan blok göçertmeli tam mekanize uzunayak üretim yöntemi ile kömür üretimi yapılmaktadır. Ocakta uygulanan üretim yöntemi, geri dönüşlü, arkadan göçertmeli, tam mekanize uzunayak yöntemidir. Kömür damarının kalınlığından dolayı tek katlı yöntem uygulanmaktadır. Üretim yönteminin kesit görünümü Şekil 3'te verilmiştir.

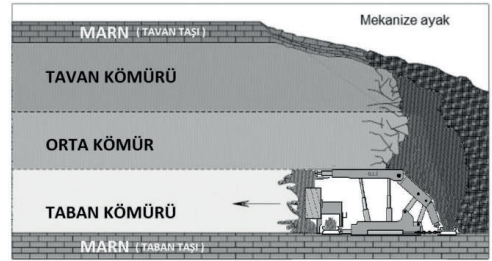
Kömür damarının tabanından tavan (malzeme yolu) ve taban (kömür yolu) yolları sürülüp birbirine bağlanarak ayaklar oluşturulur. Ayak içi uzunlukları 90-110 m arasında olup, oluşturulan panolar arasında 20 metrelik topuk bırakılmaktadır. Ayak üretimleri, genel olarak kömür damarının ilk 3 metrelik kısmı arından, 5 metrelik kısmı ayak arkasından olacak şekilde gerçekleştirilmektedir.

GLİ-Ömerler mekanize panolarının taban yollarında profil tipi GI 140 olan 4.60'lık çelik bağ kullanılmaktadır. Taban genişliği 4600 mm

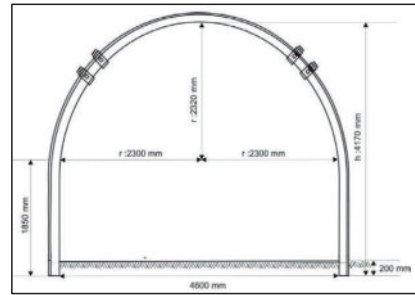
yüksekliği ise 3500 mm'dir. Kazı alanı 15.79 m² faydalı kesiti ise 13.80 m²'dir. Şekil 4'de galeri ve bacalarda kullanılan tahkimat sisteminin şekli sunulmuştur. Ömerler yeraltı ocağında mekanize ayaktaki mevcut panolarda üç tip kalkan tahkimat ünitesi kullanılmaktadır. Bu üniteler; ayak içi tahkimatları, geçiş tahkimatları ve taban yolu içine kurulan ayak başı tahkimatlarıdır.

4 KAYA MALZEME VE KÜTLE ÖZELLİKLERİNİN BELİRLENMESİ

TUBİTAK 116M698 nolu proje çalışmaları kapsamında görgül ve nümerik analizler için kaya kütle ve malzeme özellikleri belirleme çalışmaları A1, A2 ve A6 panolarında saha deneyleri ve bu panolardan temin edilen örnekler üzerinde laboratuvar çalışmaları ile gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3. Ömerler-A sahasında uygulanan üretim yönteminin kesit görünümü (Fişne 2017).



Şekil 4. Ömerler yeraltı ocaklarında galeri ve bacalarda kullanılan tahkimat profili (Mesutoğlu 2019).

Kömür, tavantaşı ve tabantaşı birimine ait kütle ve malzeme özelliklerini belirleme çalışmalarından elde edilen tüm veriler Çizelge 7 ve 8'de belirtilmiştir. Çizelge 8'de görülen bazı değerler, kaya malzeme verisinden kaya kütle verisine RocLab (Rocscience 2002) programı kullanılarak dönüştürülmüş parametrelerdir. Kaya saplama tahkimatı ön tasarım çalışmaları bu veriler kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 7. Ömerler yeraltı ocağına ait kaya malzemesi özellikleri (Özkan vd. 2022, Mesutoğlu 2019).

Veri	Kömür	Tavantaşı	Tabantaşı
Tek Eksenli Basma Dayanımı (σ_{ci} , MPa)	8.84	10.66	12.04
Çekme Dayanımı (σ_t , MPa)	2.30	8.31	8.91
Kohezyon (c , MPa)	0.401	0.487	0.419
Yüzey Sürtünme Açısı (ϕ , °)	31.03	24.32	25.44
Elastisite Modülü (E , MPa)	2663	3198	3612
Poisson Oranı (ν , -)	0.18	0.264	0.27
Doğal Yoğunluk (ρ , gr/cm ³)	1.26	2.00	2.12
Doğal Birim Hacim Ağırlık (γ , kN/m ³)	12.40	19.60	21.7
Suda Dağılıma Dayanımı İndeksi (I_{d2} , %)	91.00	98.89	98.55
Nokta Yükleme Dayanımı ($I_{s(50)}$, MPa)	0.51	0.70	2.38

Çizelge 8. Tahkimat tasarım çalışmalarında kullanılan Ömerler yeraltı ocağına ait kaya kütle özellikleri (Özkan vd. 2022, Mesutoğlu 2019).

Veri	Sembol	Kömür	Tv taşı	Tb taşı
Jeolojik Dayanım İndeksi	GSI	35	43	47
Kaya Kütle İndeksi	RMR	32	44	47
Kaya Kalite Göstergesi	RQD	50	60	70
Kaya Kalite İndeksi	Q	0.37	0.99	1.16
Tek Eksenli Basma Dayanımı (MPa)	σ_{cm}	1.481	1.244	1.543
Çekme Dayanımı (MPa)	σ_{tm}	0.004	0.024	0.037
Kohezyon (MPa)	c_m	0.401	0.487	0.419
İçsel Sürtünme Açısı (°)	ϕ_m	31.03	24.32	25.44
Elastisite Modülü (MPa)	E_m	302	625.99	920.07
Poisson Oranı	ν	0.18	0.264	0.27
Sıkışma Modülü (MPa) (kütle)	$K = [E/3(1-2\nu)]$	157.29	442.08	666.72
Makaslama Modülü (MPa) (kütle)	$G = [E/2(1+\nu)]$	127.97	247.62	362.23

5 GÖRGÜL YAKLAŞIMLAR İLE BELİRLENEN KAYA SAPLAMA ÖN TASARIM SONUÇLARI

TKİ-GLİ Ömerler maden ocağı A1, A2 ve A6 panoları için gerçekleştirilen deneysel çalışmalara gözlem ve incelemelere dayalı veri tabanı kullanılarak her bir görgül yaklaşıma ait kaya saplama tasarım çıktıları belirlenmiştir. Tasarım

çalışmalarında kullanılan girdi parametreleri Çizelge 9'da sunulmuştur.

Yukarıda sıralanan görgül yaklaşımlara ait çözümlemeler ile saplama boyu (L) ve saplama aralığı (S) gibi temel boyutlar belirlenmiştir. Elde edilen genel sonuçlar Çizelge 10'da sunulmuştur.

Çizelge 10'da sunulan tasarım sonuçlarına göre kaya saplama boylarının (L) 1.3-10.45 m aralığında olduğu görülmektedir. *Yaklaşım 11* (Lowson & Bieniawski 2013) tarafından önerilen kaya saplama boyunun (L=10.45m) diğerlerine nazaran oldukça yüksek olduğu dikkat çekmektedir. Bu değer dikkate alınmadan diğer yaklaşımların ortalama kaya saplama boyu (L) değeri 2.5 ± 1.0 m olarak belirlenmiştir. Bu değere en yakın sonuç öneren yaklaşımların sırası ile Ünal (1986, 1989) ve Panek (1964) olduğu görülmektedir. Bu bildiride *Yaklaşım 8* olarak tanımlanan Ünal (1986, 1989)'ın görgül yaklaşımında günümüzde yaygın olarak kullanılan kaya saplama türlerine ait ayrı ayrı eşitlikler önermesi, üstünlük olarak değerlendirilmiştir (Çizelge 1-6).

Çizelge 9. Görgül tasarım yaklaşım çözümlemelerinde kullanılan girdi parametreleri (Özkan vd. 2022, Mesutoğlu 2019).

Parametre	Sembol	Değer
Galeri Açıklığı (m)	B	4,60
Süreksizlik Takım Sayısı (adet)	n	≥ 3
Süreksizlik Yatım Açısı (°)	ϕ	45°-90°
Galeri tavanındaki kaya tabakalarının ort kalınlığı (cm)	t	5
Süreksizlikler arası mesafe (m)	JS	0,4
Galeri tavanındaki kömür kaya birimine ait kaya kalite değeri	RQD	50
Galeri tavanındaki kömür kaya birimi için kaya kütle kalitesi	RMR	32
Galeri açıklığı üzerindeki örtü tabaka kalınlığı (m)	H	150.25
Örtü tabakasına ait birim hacim ağırlık (kN/m ³)	γ	21.48
Yatay arazi gerilmesinin (σ_h) düşey arazi gerilmesine (σ_v) oranı	K	0.473
Galeri tavanındaki linyit kaya birimine ait kaya kalite indeksi	Q	0.37
Kaya yükü yüksekliği $C[(100-RMR)/100]*B$	h_t	2.90
Kazı tahkimat oranı (1.6- 2.0)	ESR	1.80
Eşdeğer kazı açıklığı (B/ESR)	De	2.56
Eklem takımı sayısı	Jn	15
Blok Boyutu	RQD/Jn	50/15 =3.33

Çizelge 10’da sunulan kaya saplama aralıkları (S), galerinin en kesiti için belirlenmiştir. Bu değerlerin 0.9-1.2 m aralığında değiştiği görülmektedir. Kaya saplamaları arası ortalama değer 1.0 ± 0.13 m olarak hesaplanmıştır. Ayrıca galeri boyunca kaya saplamaları arası hat aralıkları 1.0 m olarak alınmıştır.

Çizelge 10’da verilen N (#) değeri galerinin en kesitinde oluşturulan her bir hattaki kaya saplama adedini belirtmektedir. Bunların ortalama değeri $N=6$ adet olarak belirlenmiştir. Ancak burada unutulmaması gereken husus, yaklaşımların bir kısmının kaya saplama önerilerine ek olarak püskürtme beton ve/veya gerekirse çelik bağ önerisinde de bulunmasıdır. Bunun için her sıradaki kaya saplama adedi bir artırılarak 7 adet olmasının uygun olacağı düşünülmüştür.

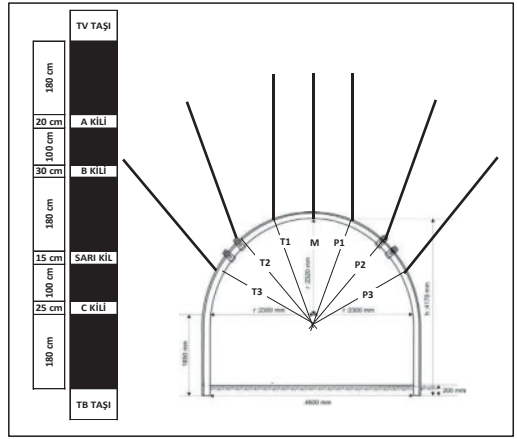
Çizelge 7-9’da sunulan kaya mekanîği verileri ile hazırlanan Çizelge 10’dan belirlenen görgül kaya saplama tasarım sonuçları ve saha bilgileri birlikte değerlendirilerek Şekil 5 hazırlanmıştır.

Çizelge 10. Görgül tasarım yaklaşımlarından elde edilen kaya saplaması tahkimat tasarım çıktıları (Özkan vd. 2022, Mesutoğlu 2019).

Tasarım Yaklaşımı		L	S	S ₁ x S ₂	N
No	Geliştiren	m	m	m x m	#
1	Anonim Genel tasarım sonucu	2.4	1.2	1.2 x 1.2	6
2	Panek 1964 Genel tasarım sonucu	2.5	1.0	1.0 x 1.0	4
3	Deere vd. 1970 Genel tasarım sonucu	-	0.9	0.9 x 1.0	6
4	Merritt 1972 Genel tasarım sonucu	-	1.2	1.2 x 1.0	6
5	Bieniawski 1973 Genel tasarım sonucu	5.0	1.0	1.0 x 1.0	6
6	Ünal 1983 Mekanik kaya saplama	1.90	1.2	1.2 x 1.5	6
	Ünal 1983 Reçine kaya saplaması	1.30	1.2	1.2 x 1.5	6
7	Vanketaswarlu 1986 Genel tasarım sonucu	1.80	1.0	1.0 x 1.0	6
8	Ünal 1986, 1989 Mekanik kaya saplama	1.98	0.9	0.9 x 1.0	6
	Ünal 1986, 1989 Reçineli kaya saplama	3.41	0.9	0.9 x 1.0	6
	Ünal 1986, 1989 Swellex kaya saplaması	2.89	0.9	0.9 x 1.0	6
9	Barton vd. 1974 Genel tasarım sonucu	-	1.0	1.0 x 1.0	6
10	Grimstad & Barton 1995 Genel tasarım sonucu	1.80	0.9	0.9 x 1.0	6
11	Lowson & Bieniawski 2013 Kablolu kaya saplaması	10.45*	0.96	0.96 x 1.0	6
Genel Ortalama		2.5 ± 1.0	1.0 ± 0.13	1.0 x 1.12	6

* Bu veri ortalamaya dahil edilmemiştir.

Şekil 5’de sunulan galeri kesitinde görüldüğü gibi 7 adet kaya saplamasının kullanılması, saplama boyunun (L) 3.3 m olması, galeri en kesitinde saplama arası mesafenin (S) 1.0 m olması ve galerinin uzun eksenini boyunca saplama hatları arasında 1.0 m olması öngörülmüştür. Sahada yapılan gözlem, ölçüm, deneyim ve mühendislik sezgileri ile galeri tavanında 3 adet tavana dik kaya saplaması P1, M, T1 kod numaralı olarak yerleştirilmesi planlanmıştır. Topuk (T) tarafında yatayla 70° eğimli T2 ve yatayla 50° eğimli T3 kaya saplaması yerleştirilmesi hedeflenmiştir. Benzer şekilde pano (P) tarafında yatayla 70° eğimli P2 ve yatayla 50° eğimli P3 kaya saplaması yerleştirilmesi planlanmıştır.



Şekil 5. Görgül tasarım sonuçlarına dayalı kaya saplama tasarım çıktısı.

TÜBİTAK projesi kapsamında yürütülen bu çalışma ile belirlenen tasarım çıktısının TKİ-GLİ-Ömerler yeraltı maden ocağı A6 panosunda uygulanması hedeflenmiştir. Bu hedef doğrultusunda A6 panosu malzeme galerisinin (tabanyolu) 125 metrelik kısmı uygulama bölgesi seçilmiştir. Uygulama bölgesi için “Prof. Dr. Erdal Ünal Uygulama Galerisi” ismi verilmiştir. Bu bölge 25’er metrelik beş bölgeye ayrılmıştır. İlk bölgenin reçine dolgulu kablolu kaya saplamaları, ikinci bölgenin swellex kaya saplamaları, üçüncü bölgenin reçine dolgulu rebar kaya saplamaları ve dördüncü bölgenin reçine dolgulu kablolu-rebar kaya saplamalarının kombinasyonu ile tahkim edilmesi planlanmıştır. Son beşinci bölgenin ise mevcut çelik bağ ile tahkim edilmesi amaçlanmıştır.

Bu hedef doğrultusunda her bir kaya saplama bölgesi için yukarıda öngörülen ön tasarım çıktısı (Şek. 5) önce 2 boyutlu (Phase2) sayısal

çözümlemelere daha sonra 3 boyutlu (FLAC 3D) sayısal analizlere tabi tutulmuştur. Ulaşılan çözümleme sonuçları, Şekil 5’de sunulan tasarım çıktısının her bölgede duraylılığı sağladığını göstermiştir. Bu bildiriye sunulmayan sayısal çözümleme sonuçları, uygulama, ölçme ve izleme çalışmaları Özkan vd. (2022) ve Mesutoğlu (2019) kaynaklarında sunulmuştur.

6 SONUÇLAR

Bu çalışmada kaya saplamalarına yönelik geliştirilen görgül yaklaşımlar dikkate alınarak bir seri analiz, örnek bir saha üzerinde gerçekleştirilmiştir. Öncelikle kaya mekaniği çalışmaları ile kaya malzeme ve kütle özellikleri belirlenmiştir. Bu veri tabanı, ön tasarım çalışmaları için 11 farklı görgül yaklaşımda kullanılmıştır. Elde edilen sonuçların ortalama değerlerinin *Yaklaşım 8* (Ünal 1986, 1989) ile yakın olduğu belirlenmiştir.

Ön tasarım sonuçları ile kaya saplama boyu (L) 3.3 m, saplamalar arası mesafe (S) 1.0 m, saplama hatları arası 1.0 m seçilmiştir. Galeri kesitinde 7 adet kaya saplaması kullanılması planlanmıştır (Şek. 5). Ön tasarım sonucu ile 2 ve 3 boyutlu sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Analiz sonuçları, reçine dolgulu kablolu, swellex, reçine dolgulu rebar ve reçine dolgulu kablolu-rebar kaya saplama kombinasyonu ile tahkim edilen tabanyolunda duraylılığın sağlanacağını göstermiştir.

Sonuç olarak, uygulayıcı ve tasarım mühendislerinin gerçekleştireceği kaya saplamaları ile tasarım çalışmalarının ön tasarım aşamasında, görgül yaklaşımlardan Ünal (1986, 1989) tarafından önerilen görgül yaklaşımının (bu bildiriye *Yaklaşım 8*) dikkate alınması önemli bir avantaj sağlayacaktır. Nihai tasarım aşaması olan 2 ve 3 boyutlu sayısal çözümlemelerde test edilecek kaya saplama boyutları hakkındaki saplama boyu, saplama aralıkları, saplama ve delik çapı, etkin reçine boyu, saplama kapasitesi gibi birçok önemli bilinmezlik ortadan kaldırılmış olacaktır. Bu durum, sayısal modellerin hazırlanmasında tasarım mühendislerine önemli bir zaman kazandıracaktır. Sayısal analizlerde tasarım mühendisi, görgül yaklaşımlar yardımıyla belirlenen başlangıç koşullarının detaylandırılmasına yoğunluğunu harcayarak daha gerçekçi optimum bir tasarım gerçekleştirebilecektir.

TEŞEKKÜR

Bu bildiriye sunulan çalışmalar, TÜBİTAK 116M698 nolu uygulamalı proje çalışmalarının bir bölümünü içermektedir. Yazarlar bu çalışmayı destekleyen TÜBİTAK ve TKİ kurumlarına teşekkür eder. Ayrıca bildiriye değerlendiren, önemli eleştiri ve katkılarını sunan hakemlere teşekkür eder.

KAYNAKLAR

- Anonim, Rock bolt support design approach based on discontinuity set number and discontinuity dip (In: Hasan Gerçek, Bülent Ecevit Univ. Dep. of Mining Eng., Support in Underground Mining, Lecture Notes, 1995, Zonguldak/Turkey).
- Barton, N., Lien, R. and Lunde, J., 1974. Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support, *Rock mechanics*, 6 (4), 189-236.
- Bieniawski, Z. T., 1973. Engineering classification of jointed rock masses, *Civil Engineer in South Africa*, 15 (12), 335-344.
- Bieniawski, Z. T., 1989. Engineering rock mass classifications: a complete manual for engineers and geologists in mining, civil, and petroleum engineering, John Wiley & Sons, 251p.
- Canbulat, İ., 2008. Evaluation and Design Optimum Support Systems in South African Collieries Using the Probabilistic Design Approach, Doktora Tezi, University of Pretoria, 368.
- Çelik, R., 2005. GLİ Ömerler mekanize ocakta yürüten tahkimatın taşınmasının geliştirilmesi, Osmangazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Doktora tezi, 144p.
- Deere, D.U., Hendron, A.J., Patton, F.D., and Cording, E.J., 1967. Design of surface and near surface construction in rock, 8th U.S. Symposium on Rock Mechanics: Failure and breakage of rock: New York, Society of Mining Engineers, AIME-American Institute of Mining, Metallurgical, and Petroleum Engineers, pp. 237-302.
- Deere, D.U., 1968. Geological Consideration, In: Stagg, K.G., and Zienkiewicz, O.C., Eds., *Rock Mechanics in Engineering Practice* (Chapter 1): New York, London Wiley, pp.1-20.
- Deere, D.U., Peck, R.B., Parker, H.W., Monsees, J.E., and Schmidt, B., 1970. Design of Tunnel Support Systems: Highway Research Record, Highway Research Board, v. 339, p. 26-33.
- Fişne, A., 2017. Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumu Garp Linyitleri İşletmesi Müdürlüğü Ömerler-A Yeraltı Kömür Ocağı Havalandırma Sisteminin Değerlendirilmesi Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumu (TKİ).
- Gerçek, H., 1982. Stability of Intersections in Room-and-pillar Coal Mines, PhD. The Pennsylvania State University. Department of Mineral Engineering. State College. 186 pp., 1982.
- Grimstad, E. and Barton, N., 1995. Rock mass classification and the use of NMT in India, *Proc. Conf. Design and Construction of Underground Structures*, 23-25.
- Hanna, K. and Conover, D.P. (1988/1989) Design of coal mine entry intersections, Paper at SME Annual Meeting, Phoenix, AZ, January.
- Lowson, A. and Bieniawski, Z., 2013. Critical Assessment of RMR based Tunnel Design Practices: A Practical Engineer’s Approach, Rapid Excavation & Tunneling Conference, June 2013, Washington, DC, Session: Design and Planning, 16p.

- Merritt, A.H., 1972. Geologic Prediction For Underground Excavations, in Lane, K.S., and Garsfield, L.A., eds., North American Rapid Excavation and Tunneling Conference, Volume 1: Chicago, New York: Society of Mining Engineers, American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers, p. 115-132.
- Mesutoğlu, M., 2019. Determination of rock bolt and steel set behaviors used in control of longwall tailgate roof strata by numerical analysis, Konya Technical University, Department of Mining Engineering, PhD Thesis, 298p., Konya, Turkey.
- Özkan, İ., 2010. Konya Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Madencilikte Kaya Saplamaları ile Tahkimat Teknolojisi Ders Notları, 72p.
- Özkan, İ., Geniş, M., Uysal, Ö., Mesutoğlu, M. 2022. "Ulusal Yeraltı Kömür Madencilüğümüzde Kömür Galerilerinin Tavan Tahkimatı için Yeni Bir Teknoloji: Kaya Saplama Sistemlerinin Tasarımı, TÜBİTAK 116M698 Nolu Proje Final Raporu, 300p.
- Panek, L. A., 1964. Design For Bolting Stratified Roof, Trans SME, 229, 113-119.
- Rocscience,-RocLab, 2002. Toronto, Canada, <https://www.rocscience.com/downloads/roclab/RocLabManual.pdf>, <http://www.rocscience.com/>, 2022.
- Terzaghi, K., 1946. Rock defects and load on tunnel supports. In: Proctor, R.V., White, T.C. (Eds.). Introduction to Rock Tunnelling with Steel Support. Youngstava, OH, USA. 1946.
- Ünal, E., 1983. Development of design guidelines and roof control standards for coal mine roofs, Ph.D. Thesis. The Pennsylvania State University. Department of Mineral Engineering. State College. 355 pp.1983.
- Ünal, E., 1986. Galerilerde Kaya Saplamaları ile Tahkimat Tasarımı, TMMOB Maden Mühendisleri Odası Türkiye 5. Kömür Kongresi, Zonguldak, 3-9 Mayıs 1986, pp. 241-258
- Ünal, E., 1989. Support Selection of Mine Roadways by Means of a Computer Program, Proc. 30th US Symp. on Rock Mech., West Virginia University, Morgantown, pp. 943-952.
- Unal, E. and Ozkan, I., 1990. Determination of Classification Parameters for Clay-bearing and Stratified Rock Mass, Proceedings of the 9th International Conference on Ground Control in Mining, Morgantown, USA, 4-6 June, pp. 250-259.
- Ünal, E. ve Ergür, K., 1990. Kaya Saplamaları Uygulamaları ve Tasarımı Çalışma Grubu Toplantısı, TKİ Orta Anadolu Linyitleri Müessesesi, Çayırhan, Ankara.
- Venkateswarlu, V., 1986. Geomechanics classification of coal measure rocks vis-a-vis roof supports. PhD Thesis, Indian School of Mines, Dhanbad, 251p. (In: Bieniawski ZT, editor. Engineering rock mass classification. John Wiley and Sons, 1989).

Süreksizlik aralığı ve kutupsal yöneliminin bir ikiz tünel gevşeme bölgesi yer değiştirme davranışı üzerindeki etkisi

The effect of discontinuity spacing and polar orientation on the displacement behavior of a twin tunnel relaxation zone

H. Tunçdemir & H. O. Dönmez

İstanbul Teknik Üniversitesi, Maden Müh. Böl., Maslak

S. Bozoğlu

MRT Maden San. ve Tic. A. Ş., İstanbul

ÖZET: Süreksizlikler; tünel çevresindeki gevşeme bölgesi yer değiştirme davranışı üzerinde etkili olan oluşumlardır. Yönelimleri ve aralarındaki mesafeler kaya sınıflamasında kullanılır. Tünel destekleme sistemlerinin seçiminde de önemli rol oynarlar. Her ne kadar sondajlarla belli koordinatlarda tünel eksenine boyunca geçilecek formasyonlar resmedilebilse de sondajlar arasında kalan bölgeler hala belirsizliğini korur. Bu yüzden, iyi bir projelendirme yapmak amacıyla hem sondajlarla belirlenen kesitlerdeki ortamlar hem de aralarda kalan ve karşılaşılabileceği düşünülen çeşitli ortam senaryoları sayısal analiz yazılımlarıyla önceden test edilmelidir. Sonuçlardaki değişikliklerin seçilen destekleme sistemlerinin duraylılığına olan etkisinin ortaya koyulması gerekir. Bu çalışmada da bu amaçla bir ikiz tünel yapısı çevresinde kuramsal olarak çeşitli aralıklarda ve yönelimlerde yerleştirilen aynı özellikteki süreksizliklerin tüneller çevresindeki yer değiştirme mekanizmasına olan etkisi incelenmiştir. Sonuçta kritik süreksizlik mesafe ve yönelimlerinde tünel çevresindeki yer değiştirme değerlerinin %600 oranında arttığı durumlar tespit edilmiş olup buradaki senaryolara benzer şekilde formasyonda değişiklikler olduğunda tünel tahkimatının daha da sağlamaştırılması gerekebileceğini önceden belirlemek mümkün olmuştur.

ABSTRACT: Discontinuities are forms having an effect on displacement behavior in tunnel's relaxation zone. Their orientations and distances among them are used in rock classification. They also play an important role in support selection. Although formations along the tunnel axis can be illustrated by drilling wells at certain coordinates, the interspaced regions along the tunnel axis still remain unclear. Therefore, for a viable project planning, both for the environments in the sections determined by the drillings and the various environment scenarios, it is necessary to test the effects on the stability of the selected support systems by testing with numerical analysis software beforehand. For this purpose, in this study, the effect of discontinuities with the same characteristics placed at various intervals and orientations around a twin tunnel structure on the displacement mechanism around the tunnels was investigated. As a result, it was determined that the displacement values around the tunnel increased by 600% at the critical discontinuity distances and orientations, and it was possible to predetermine that the tunnel support may need to be strengthened further when there are changes in the formation, similar to the scenarios here.

1 GİRİŞ

Süreksizlik, kaya kütlelerinde çekilme dayanımına sahip olmayan veya çok düşük çekilme dayanımına sahip tabakalanma düzlemi, eklem, fay, makaslama zonu, dilinim, şistozite vb. gibi jeolojik anlamda zayıflık düzlemlerinin tümünü içeren genel bir kavramdır. Bu kavram; süreksizliğin yaşı, geometrisi ve kökeni gibi hususları içermez. Bununla birlikte, bazı durumlarda jeolojik kökenli doğal süreksizlikler ile sondaj, patlatma ve kazı gibi işlemler sırasında

oluşturulan yapay süreksizliklerin ayırt edilmesi önem taşır. Süreksizliklerin özellikleri, konumları ve yönelimleri kaya kütlelerinin deformasyon, dayanım, geçirgenlik vb. gibi özelliklerini, dolayısıyla kaya mühendisliği uygulamalarını önemli derecede etkiler. Süreksizliklerin üç boyutlu karmaşık yapısı, süreksizlik ağı veya kaya yapısı olarak adlandırılır (Ulusay ve Sönmez, 2007).

Kaya kütlesi sınıflandırmasının doğru bir biçimde yapılabilmesi için süreksizliklerin özelliklerini belirlemek gerekir. Bu özelliklerin tanımlanabilmesi

için mostra veya sondaj karotlarına uygulanan çeşitli tekniklerden yararlanmak gerekir. Bu işlemi gerçekleştirmek için süreksizliklerin çeşitli özelliklerine göre ayrı ayrı değerlendirilmeleri gerekmektedir. Bu özellikler; süreksizliğin türü, süreksizlik aralığı, süreksizliğin devamlılığı, süreksizlik yüzeyinin pürüzlülüğü ve dalgalılığı, süreksizlik yüzeyinin açıklığı, dolgu malzemesinin özellikleri, süreksizlik yüzeyinin dayanımı ve bozunmasının derecesi, süreksizlik yüzeyindeki su durumu, süreksizliğin yönelimi ve süreksizlik seti (takımı) sayısı ve blok boyutu olarak sıralanabilir.

Tüm bu özellikler kaya sınıflama sistemleri puanlama aşamasında belirleyici parametreler olmuşlardır. Bunlardan süreksizlikler arası mesafe, blok boyutu, yönelim ise kazı ve destekleme sistemlerinin seçiminde etkili olan önemli iki parametredir. Bu yüzden de etkilerinin ortaya koyulması, istenilen kalitede bir kazı işlemi gerçekleştirilmesi ve uygun destekleme sistemi seçilmesi için önemlidir.

Bu çalışmada da süreksizliklerin aralık ve yönelimleri kuramsal olarak değiştirilerek oluşturulan süreksizlikler bir ikiz tünel çevresine yerleştirilmiş ve süreksizliklerin tüneller çevresindeki yer değiştirme mekanizmasına olan etkisi incelenmiştir.

2 KAYA SINIFLAMASI AÇISINDAN SÜREKSİZLİK KAVRAMI

Kaya sınıflamaları, çalışılan kaya kütlesi hakkında fikir sahibi olabilmek ve tasarım yapabilmek adına önemlidir. Süreksizlik kavramı ise neredeyse tüm kaya sınıflamaları için bir değerlendirme koşuludur. Bu bağlamda, günümüzde yaygın olarak kullanılan kaya sınıflamaları ile süreksizlik kavramı arasındaki ilişki aşağıda incelenmiştir.

2.1 Kaya Kütle Puanı (RMR) Sınıflama Sistemi

Bieniawski tarafından ilk defa 1973 yılında önerilen (Bieniawski, 1973) ve 1989 yılında yapılan değişikliklerle (Bieniawski, 1989) son halini alan kaya kütle puanı sınıflama sistemi, kaya kütlelerini 5 farklı parametreye göre puanlayarak yapılan sınıflamadır. Bu parametrelerden ikisi süreksizlik kavramıyla doğrudan ilişkilidir. Süreksizliklerin aralığı ve süreksizlik yüzeyi koşullarına (süreksizlik uzunluğu, açıklığı, pürüzlülüğü, dolgu malzemesinin özelliği ve bozunma derecesi) göre kaya kütlelerinin aldığı puanlar değişmektedir (Çizelge 1). Parametrelere ait puanlar parantez içinde verilmiştir.

Ayrıca altıncı bir işlem olarak süreksizlik yönelimi düzeltilmesi de yapılır.

Çizelge 1. RMR sınıflama sisteminde süreksizlik kavramına ait parametreler (Bieniawski, 1989)

Parametre	Puanlar				
	> 200	200-60	60-20	20-6	< 6
Süreksizlik aralığı (mm)	(20)	(15)	(10)	(8)	(5)
Süreksizlik uzunluğu (m)	< 1	1-3	3-10	10-20	>20
Süreksizlik açıklığı (mm)	(6)	(4)	(2)	(1)	(0)
Süreksizlik	Yok	< 0.1	0.1-1	1-5	> 5
açıklığı (mm)	(6)	(5)	(4)	(1)	(0)
Pürüzlülük	Çok	İyi	Az	Düz	Kaygan
	(6)	(5)	(3)	(1)	(0)
		Sert dolgu		Yumuşak dolgu	
Dolgu (mm)	Yok	< 5	> 5	< 5	> 5
	(6)	(4)	(2)	(2)	(0)
Bozunma	Yok	Az	Orta	İyi	Çok
	(6)	(5)	(3)	(1)	(0)

2.2 Q Sınıflama Sistemi

Barton ve arkadaşları tarafından 1974 yılında Norveç Jeoteknik Enstitüsü'nde geliştirilen (Barton vd., 1974) ve 2002 yılında Grimstad ve arkadaşlarının (Grimstad vd., 2002) eklediği yeni çalışmalarla güncellenen Q sınıflama sistemi 0.001 ile 1000 arasında değişen Q değerine göre kayaları sınıflandırmaktadır. Q değeri, süreksiz kaya kütlelerinde bir yeraltı açıklığının stabilitesinin tanımını verir. Yüksek Q değerleri iyi stabilizeyi, düşük değerler ise zayıf stabilizeyi gösterir. Dördü süreksizliklerle ilgili 6 parametreye dayalı olarak Q değeri aşağıdaki Eşitlik (1) kullanılarak hesaplanır:

$$Q = \frac{RQD}{J_n} \times \frac{J_r}{J_a} \times \frac{J_w}{SRF} \quad (1)$$

Eşitlikte; RQD kaya kalitesi belirtecini, J_n eklem takım sayısını, J_r eklem pürüzlülük sayısını, J_a eklem alterasyon sayısını, J_w eklem suyu indirgeme sayısını ve SRF ise gerilme indirgeme faktörünü ifade etmektedir.

2.3 Jeolojik Dayanım İndeksi (GSI) Sınıflama Sistemi

1980'de ilk önerilen Hoek-Brown yenilme ölçütündeki (Hoek ve Brown, 1980) daha sonradan yapılan düzenlemeler kapsamında ortaya konulan jeolojik dayanım indeksi, zamanla yapılan değişikliklerle tek başına bir sınıflama sistemi olarak değerlendirilmiştir (Hoek vd., 2002). Sınıflama

sistemi çatlak pürüzlülüğü (Rr), bozunma derecesi (Rw) ve çatlak dolgusundan (Rf) oluşan süreksizlik yüzey puanı (SCR) ile yapısal özellik puanının (SR); Sönmez ve Ulusay'ın 2002 yılında son halini verdiği abak (Sönmez ve Ulusay, 2002) üzerinde kesleştirilmesinden elde edilen puanı esas alır.

3 ELE ALINAN TÜNELİN JEOMEKANİK ÖZELLİKLERİ

Bu çalışmada ele alınan tünel; İstanbul'un kuzeydoğusunda yer alan, "S Tüneli" olarak adlandırılan ve yaklaşık 340 m uzunluğunda bir karayolu tüneldir. Tünel güzergahında yapılan saha araştırmaları ve toplanan karot numunelerine uygulanan laboratuvar testleri ışığında tünel; giriş, eksen ve çıkış portali olmak üzere 3 ayrı homojen bölgeye ayrılmıştır. Bu çalışma kapsamındaki değerlendirmeler tünelin yaklaşık son 100 m'sine tekabül eden çıkış portali için yapılmıştır ve çıkış portaline ait jeomekanik özellikler Çizelge 2'de verilmiştir.

Çizelge 2. Çıkış portaline ait jeomekanik özellikler

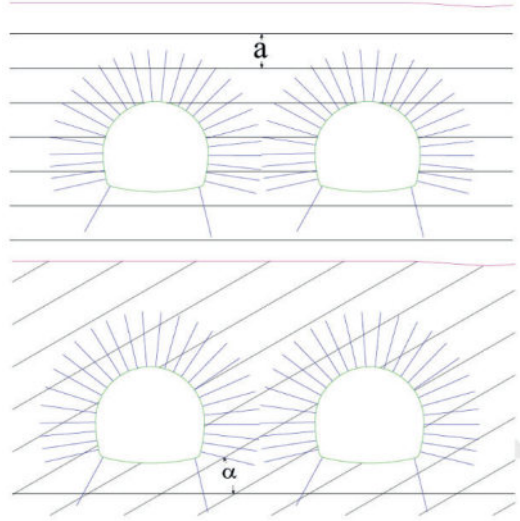
Özellik	Değer
RMR	23
Q	0,007
GSI	35
σ (MPa)	5
Poisson Oranı	0,32
γ (kN/m ³)	21
mi	20
Ei (MPa)	1500
D	0,3
H (m)	10

RMR: Kaya kütlesi puanı, Q: Tünel kalite indeksi, GSI: Jeolojik dayanım indeksi, σ : Tek eksenli basınç dayanımı, γ : Birim hacim ağırlık, mi: Malzeme sabiti, Ei: Elastisite modülü, D: Örselenme faktörü, H: Örtü kalınlığı.

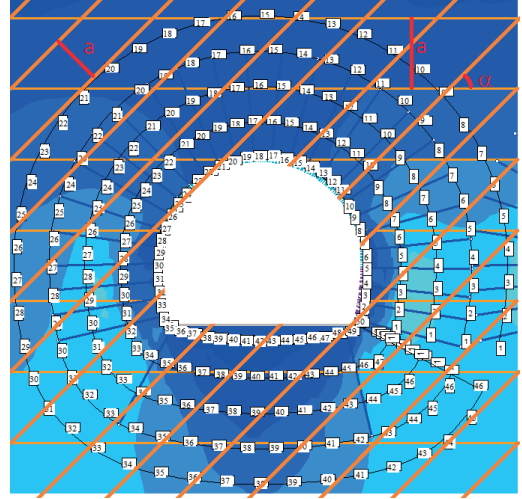
4 SÜREKSİZLİK YÖNELİMİ VE ARALIĞININ YER DEĞİŞTİRME KARAKTERİSTİĞİ ÜZERİNDEKİ ETKİSİ

RocScience'in sonlu elemanlar yönteminin esasları kullanılarak oluşturulmuş RS2 yazılımından (RocScience, 2022) yararlanılarak, henüz sağdaki ikinci tünel açılmamışken; ikiz tünellerden solda yer alan birinci tünelin çıkış portalı (Şek. 1) için süreksizlik aralıklarının (a) ve süreksizlik yönelimlerinin (α ; tünel eksenine dik olacak şekilde)

kutupsal olarak değiştirilmesiyle elde edilen sonuçlar analiz edilmiş ve yorumlanmıştır.



Şekil 1. İkiz tüneller şematik görünümü



Şekil 2. Sol tünel süreksizlik aralığı (a), kutupsal süreksizlik yönelimi (α) ve etkilenme sınırları

RMR sınıflandırma sistemi, süreksizlik aralığı parametresinin değişim sınır değerleri göz önünde bulundurularak 6, 13, 20, 40, 60, 130, 200 ve 400 cm olacak şekilde 7 ayrı süreksizlik aralığı belirlenmiştir (Bozoğlu, 2020). Şekil 1 ve 2'de görüldüğü gibi süreksizlik aralıkları (a), doğu – batı yönü 0 derece olarak varsayılarak; 400 ile 13 cm

arasında değiştirilmiş ve gösterilen kutupsal süreksizlik yönelimi (α) ise tünel eksenine dik olacak şekilde eğim açılarının her 22,5 (0; 22,5; 45; 67,5; 90; 112,5; 135; 157,5) ve her 30 (0, 30, 60, 90, 120, 150) derecede bir değiştirilerek 12 ayrı yönelimde hesaplanmasına karar verilmiştir. İlgili tünelin çıkış portalı için hazırlanmış olan projede bu iki özellikten biri sabit tutulup diğeri yukarıda bahsedildiği şekilde değiştirilerek analizler yapılmıştır.

Tünelin RS2’de analizi toplam 14 aşamadan oluşmaktadır. Bu aşamalardan solda açılan ilk tünelin tahkimatının tamamlandığı 8. aşamada elde edilen toplam yer değiştirme verileri incelenerek süreksizlik yönelimi ve aralığının yer değiştirme karakteristiği üzerindeki etkisi ortaya konulmuştur.

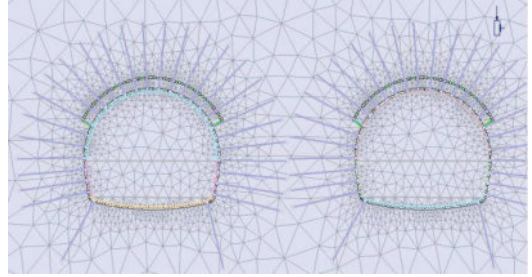
Tünelin cidarından başlamak üzere ikişer metre aralıklarla sekizinci metreye kadar her bir süreksizlik aralığı için 12 ayrı yönelimde çözümlemeler yapılmış ve aynı numaralı sorgu noktaları arasındaki farktan yararlanılarak çıkarımlarda bulunulmuştur (Şek. 2).

Çizelge 3. Analiz yapılmış olan değerler matrisi

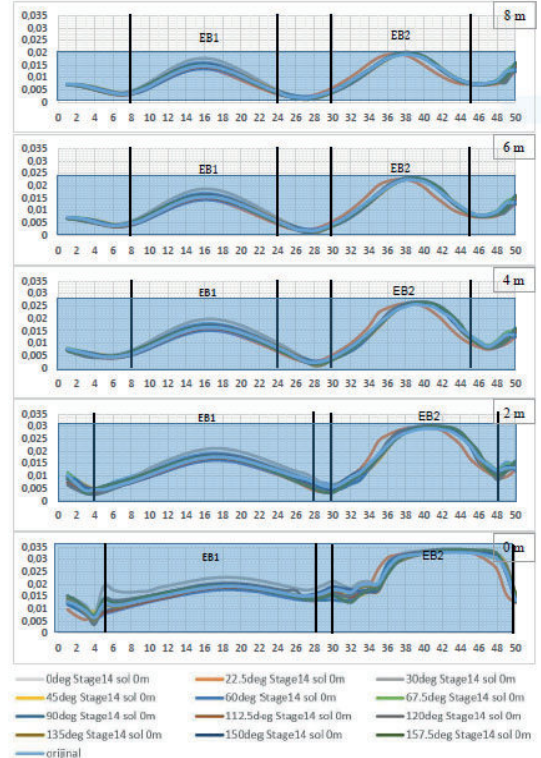
o \ cm	6	13	20	40	60	130	200	400
0	x	+	+	+	+	+	+	+
22.5	x	-	+	+	+	+	+	+
30	x	x	+	+	+	+	+	+
45	x	x	+	+	+	+	+	+
60	x	x	-	-	+	+	+	+
67.5	x	x	+	+	+	+	+	+
90	x	-	-	-	-	+	+	+
112.5	x	x	+	+	+	+	+	+
120	x	x	-	+	+	+	+	+
135	x	x	+	+	+	+	+	+
150	x	x	+	+	+	+	+	+
157.5	x	+	+	+	+	+	+	+

Çizelge 3’te görüldüğü gibi, RS2’de 6 cm süreksizlik aralığında sonlu elemanlar ağı (Şek. 3) ile süreksizlikler arası etkileşimin kalitesi düşük olduğundan hiçbir yönelimde (“x” ile gösterilenler) ve 13 cm süreksizlik aralığında 30°, 45°, 60°, 67,5°, 112,5°, 120°, 135°, 150° yönelimlerde; maksimum iterasyon sayısı aşıldığı için (“-” ile gösterilenler) 22,5° ve 90° yönelimlerde, 20 cm süreksizlik aralığında maksimum iterasyon sayısı aşıldığı için 60°, 90° ve 120° yönelimlerde, 40 cm süreksizlik aralığında maksimum iterasyon sayısı aşıldığı için 60° ve 90° yönelimlerde, 60 cm süreksizlik

aralığında ise maksimum iterasyon sayısı aşıldığı için 90° yönelimde analiz yapılamamıştır. Bunlar dışında kalan yönelimler (“+” ile gösterilenler) ve 130 cm, 200 cm ve 400 cm süreksizlik aralıklarındaki tüm yönelimler için analizler yapılmıştır.



Şekil 3. Sonlu elemanlar ağı ve ikiz tüneller



Şekil 4. 400 cm süreksizlik aralığında tüm yönelimler için etkilenme sınırlarındaki toplam yer değiştirmeleri (Bozoğlu, 2020)

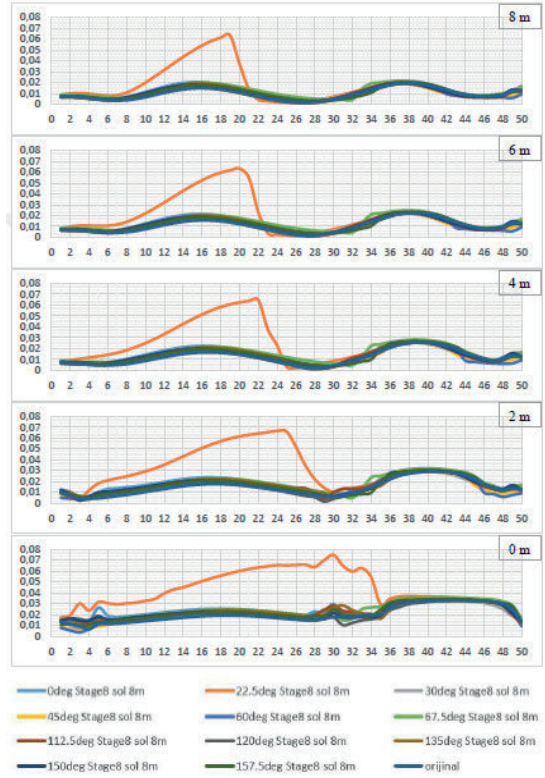
Şekil 4, 5, 6 ve 7’de dikey eksenler yer değiştirmeleri (m), yatay eksenler de Şekil 2’de

verilen tünel çevresinde cidardan dışarıya doğru iki metrede bir oluşturulan 50 sorgu noktasını göstermektedir. Bu şekiller sorgu noktalarındaki yer değiştirme yayılımını aynı düzlemde göstermek için oluşturulmuştur.

Yapılan analizler sonucunda, Şekil 4'te görüldüğü gibi, dıştan (8. m'den) cidara (0. m'ye) doğru yaklaştıkça yer değiştirme değerlerinin arttığı belirlenmiştir (8. m'den 0. m'ye gidildikçe EB1 ve EB2 ile adlandırılan bölgelerde bulunan senklinal eğrilerin tepe noktaları ile y eksenini kesiştirildiğinde değerlerin gittikçe daha büyük değerler aldığı görülmektedir). Bunun yanında 400 cm süreksizlik aralığında yapılan analizlerde tünelin 8 m dışından cidara doğru her iki metrede bir yapılan çözümlemelerde yer değiştirme miktarlarının en fazla görüldüğü noktalar etkilenme bölgesi 1 (EB1) ve etkilenme bölgesi 2 (EB2) olarak belirlenmiş; tünel cidarına doğru daha fazla noktada ve daha fazla miktarda yer değiştirme görülmesiyle bu etkilenme bölgelerinin genişlediği (senklinallerin tepe noktasının sağında ve solunda bulunan noktalardaki yer değiştirme değerleri tepe noktası yer değiştirme değerine doğru yaklaştığı yani daha çok noktada daha büyük yer değiştirmeler olduğu) görülmüştür (Şek. 4). EB2 bölgesinde tüm açılar için 8 m'de 38 numaralı noktada yer değiştirme değeri 0,02 m'dir. 6 m'de bu değer 0,025 m'ye, 4 m'de 0,028 m'ye, 2 m'de 0,030 m'nin üstüne tünel cidarında da 0,035 m'ye yükselmiştir. Ayrıca EB2 bölgesi yakından incelendiğinde 8, 6, 4, 2 ve 0. sorgu sınırlarında tepe noktasındaki yer değiştirmelerin arttığı gibi 6.m'de bu noktanın yanındaki 37 ve 39 arasındaki noktalarda da değerlerin tepe noktası yer değiştirme değerine yaklaştığı, bu davranışın 4. m'de 36 ile 40 arasındaki noktalarda, 2. m'de 36 ile 44 arasındaki noktalarda, cidarda da 36 ile 48 arasındaki noktalarda artış davranışının devam ettiği görülmektedir.

Süreksizlik aralığı 60 cm olan süreksizliklerin bulunduğu modellerin analizinde bu düzenli artış bozan bazı ani artışların varlığı da tespit edilmiştir (Şek. 5). Bunlar, bu süreksizlik aralığı için kritik açı olarak adlandırılmıştır. 60 cm süreksizlik aralığı 22,5° süreksizlik yönelimindeki ilk kritik açıda cidarın 8 m dışındaki etkilenme sınırında, etkilenme bölgesi 8-21 noktaları arasında %100 ile %300'e varan oranlarda yer değişim farkı göstermekte ve 19. noktada maksimum yer değiştirme değerini almaktadır (Şek. 5). Aynı yönelimde cidara doğru gidildikçe etkilenme bölgesi sınırları 3-30 noktalara genişlemekte ve en yüksek yer değiştirme değerini alan nokta sırasıyla 20, 22 ve 25 olarak değişmektedir. 25 numaralı nokta 8 m'den 2 m'ye gelindiğinde 0,15 m yer değiştirme

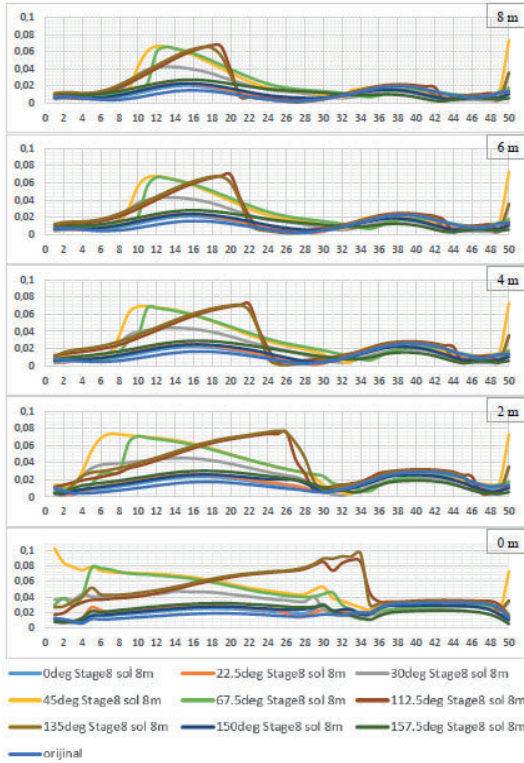
miktarından 0,7 m'ye %400'ün üzerinde bir artış göstermiştir. Tünel cidarında ise (0. m'de) etkilenme bölgesi sınırları 3-35 noktaları arasında kadar genişlemekte 30 nolu noktada ise en yüksek değerini almaktadır. Tüm bu çıkarımlar yüksek yer değiştirme olan noktaların sayısının arttığını, bu noktaların koordinatlarının da dinamik olarak yer değiştirdiğini göstermektedir.



Şekil 5. 60 cm süreksizlik aralığında tüm yönelimler için etkilenme sınırlarındaki toplam yer değiştirmeler (Bozoğlu, 2020)

Şekil 6'da görüldüğü gibi, süreksizlik aralığının 20 cm olduğu durumda ise 5 yönelim (30°, 45°, 67,5°, 112,5°, 135°) kritik açı değerleri olarak belirlenmiştir. Burada cidarın 8 m dışındaki etkilenme sınırında, etkilenme bölgesi 7-22 noktaları arasında %100 ile %300'e varan oranlarda yer değişim farkı görülmekte ve maksimum yer değiştirme değerlerinin her yönelim için sırasıyla 13, 12, 19, 18 noktaları olduğu görülmektedir. Etkilenme sınırı daraldıkça (cidara yaklaşıldıkça) etkilenme bölgesinin 4-32 noktaları arasına kadar genişlediği görülmekte ve 45° yönelimi için 6 m

dışardaki etkilene bölgesinde 12, 4 m dışardaki etkilene bölgesinde 10, 2 m dışardaki etkilene bölgesinde 10 numaralı noktalarda; 67,5° yönelimi için 6 m dışardaki etkilene bölgesinde 11, 4 m dışardaki etkilene bölgesinde 9, 2 m dışardaki etkilene bölgesinde 7 numaralı noktalarda; 112,5° yönelimi için 6 m dışardaki etkilene bölgesinde 19, 4 m dışardaki etkilene bölgesinde 21, 2 m dışardaki etkilene bölgesinde 25 numaralı noktalarda; 135° yönelimi için 6 m dışardaki etkilene bölgesinde 20, 4 m dışardaki etkilene bölgesinde 22, 2 m dışardaki etkilene bölgesinde 26 numaralı noktalarda maksimum yer değiştirme değerlerini almaktadır (Şek. 6). Tüm bu çıkarımlar yüksek yer değiştirme olan noktaların sayısının burada da arttığını, bu noktaların koordinatlarının da dinamik olarak yer değiştirdiğini göstermektedir.



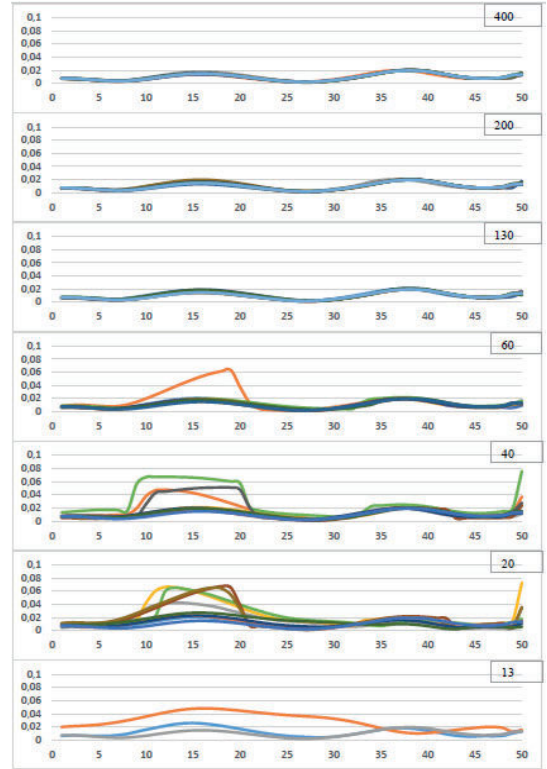
Şekil 6. 20 cm süreksizlik aralığında tüm yönelimler için etkilene sınırlarındaki toplam yer değiştirmeler (Bozoğlu, 2020)

Bununla birlikte 20 cm süreksizlik aralığı için en yüksek yer değiştirme olan noktanın 90°'den küçük olan yönelimler için sola (45° ve 67.5°), 90°'den

büyük olan yönelimler için (112,5° ve 135°) sağa doğru kaydığı söylenebilir.

Bir diğer yaklaşım ise aynı mesafedeki etkilene sınırlarında süreksizlikler arası mesafenin azalmasıyla ilişkili olarak artan yer değiştirme miktarıdır. Yine ilk yaklaşımda olduğu gibi burada da artışın 400 cm, 200 cm ve 130 cm aralıkları için bir düzende gerçekleştiği fakat kritik noktalarda ise bu artışın ani değişimler yaşadığı gözlemlenmiştir (Şek. 7).

Yapılan çıkarımlardan faydalanarak şunu belirtmek mümkündür ki süreksizlikler arası mesafenin 60 cm'nin altına indiği bazı yönelimlerde (kritik yönelimler: 30; 45; 67,5; 112,5; 135°) yer değiştirme değerleri % 600'e varan oranlarda artmıştır (Şek. 7).



Şekil 7. 8 m'deki farklı açı ve süreksizlik aralıkları için toplam yer değiştirmeler (Bozoğlu, 2020)

5 SONUÇLAR

Kuramsal olarak mevcut bir tünel çevresine eklenen süreksizliklerin, süreksizlik aralığı ve yönelimleri değiştirilerek ortamdaki yer değiştirme miktarının bu

değişimlerle ilişkisinin incelendiği bu çalışmada kısaca aşağıda özetlenen sonuçlar elde edilmiştir;

- Tünel çevresinde yapılan sorgular göstermiştir ki tünel cidarına doğru yaklaşıldıkça yüksek yer değiştirme olan noktaların sayısı artmıştır ve bu noktaların koordinatlarının da dinamik olarak yer değiştirdiği görülmektedir.
- 400 cm, 200 cm ve 130 cm süreksizlik aralıkları için, süreksizlik aralığının sabit olduğu ortamlarda tünel cidarına yaklaşıldıkça; tünel cidarına aynı mesafedeki noktalarda süreksizlik aralığının azalmasıyla yer değiştiren nokta sayısının ve yer değiştirme miktarının sistematik olarak arttığı gözlemlenmiştir.
- Süreksizlik aralığının 60 cm olduğu durumda süreksizlik yönelimi 22,5° iken, 40 cm için olan verilerde 22,5°, 67,5° ve 120° yönelimlerde, 20 cm için 30°, 45°, 67,5°, 112,5°, 135° yönelimlerde toplam yer değiştirme değerinin %600 oranında arttığı gözlemlenmiştir.
- 60 cm'den 20 cm'ye kadar olan modellerin verilerinde belirlenen farklılıklarda artış, kutupsal süreksizlik yönelimleri ile aynı yönde görülmektedir.

Okura Not:

Bu çalışma Bozoğlu, (2020) tarafından tamamlanan yüksek lisans tezinin bir bölümünden çıkarımları içermektedir. Ayrıntılı bilgi için tezin tamamına Yüksek Öğretim Kurulu Ulusal Tez Merkezi'nden (YÖK, 2022) çevrimiçi olarak erişilebilir.

KAYNAKLAR

- Barton, N., Lien, R. and Lunde, J. (1974) Engineering Classification of Rock Masses for the Design of Tunnel Support. *Rock Mechanics*, 6, 189-236.
- Bieniawski, Z. T. (1973). Engineering Classification of Jointed Rock Masses. *Trans. S. Afr. Inst. Civ. Eng.* 15, , pp. 335-344.
- Bieniawski, Z. T. (1989). *Engineering Rock Mass Classification*. New York: Wiley.
- Bozoğlu, S., (2020). Süreksizlikler arası mesafe ve süreksizlik kutupsal yönelimlerinin tünel etkilenme bölgesi yer değiştirme mekanizmasına etkisinin araştırılması. Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, İstanbul, ss.151.
- Grimstad, E., Kankes, K., Bhasin, R., Magnussen, A. and Kaynia, A. (2002) Rock Mass Quality Q Used in Designing Reinforced Ribs of Sprayed Concrete and Energy Absorption. *Proceedings of International Symposium on Sprayed Concrete*, Davos, 22-26 September 2002, 134-142.
- Hoek, E., and Brown, E. T., (1980). Empirical strength criterion for rock masses. *ASCE Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 106 (C 9), 1013-1035.
- Hoek, E., Carranza-Torres, C. T., and Corkum, B.. (2002). Hoek-Brown failure criterion-2002 edition. *Proceedings of*

- the 5th North American Rock Mechanics Symposium, Toronto, Canada, Vol I, pp. 267-273.
- RocScience. (2022). RocScience: Getting Started with RS2. <https://www.rocsience.com/help/rs2/overview>
- Sönmez, R. and Ulusay, R., (2002). A discussion on the Hoek-Brown failure criterion and suggested modifications to the criterion verified by slope stability case studies. *Yerbilimleri*, 26, 77-9.
- Ulusay, R., ve Sönmez, H. (2007). *Kaya Kütlelerinin Mühendislik Özellikleri*. Ankara: TMMOB Jeoloji Mühendisleri Odası, ss.293.
- YÖK, (2022), <https://tez.yok.gov.tr/UlusalTezMerkezi/>

Bey pazarı trona sahasının kaya kütle karakterizasyonu ve jeomekanik özelliklerinin tespiti

Rock mass classification & determination of geomechanical properties in Bey pazarı trona field

C.N. Konuk, O. Gölbaşı, & A.G. Yardımcı

Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü

T. Beşir & H.E. Kayhan

Eti Soda A.Ş., Maden Planlama Müdürlüğü

ÖZET: Bey pazarı Miyosen istifi, zengin trona kaynaklarıyla ekonomik değer ihtiva eden bir jeolojik oluşumdur. Sanayi hammaddesi olması ve küresel işletilebilir rezervlerin önemli bir bölümünün ülkemizde bulunması nedeniyle birçok yerli ve yabancı araştırmaya konu olan trona minerali hakkında yapılan mineralojik, jeokimyasal ve petrografik çalışmalarla birlikte bu Neojen havzanın jeolojik yapısı açığa çıkarılmıştır. Bu çalışma, üretim açıklıklarının trona üstü tabakalar ve yer yüzeyinde oluşturduğu mekanik etkilerin incelenmesi konulu bir araştırmaya zemin hazırlamak amacıyla kaya kütle kalite sınıflaması yapılması ve jeomekanik özelliklerin tespiti konulu saha ve laboratuvar çalışmalarını kapsamaktadır. Dört adet sondaj kuyusuyla kesilen Hırka, Karadoruk, Sariağıl ve Çakıloba isimli formasyonlardan elde edilen karot örnekleri, jeomekanik sınıflama sistemi ve Q sistemi doğrultusunda değerlendirilerek sahanın kaya kütle kalitesi tespit edilmiştir. Sağlam karot örnekleri üzerinde gerçekleştirilen laboratuvar kaya mekaniği deneyleri, kayaların elastik ve plastik malzeme özelliklerinin bulunmasını sağlamıştır. Doğal süreksizlik yüzeylerinin doğrudan kesme kutusunda, derinliğe uygun normal basınç seviyeleri altında test edilmesiyle süreksizlik mekanik özellikleri hesaplanmıştır. Saha ve laboratuvar çalışmalarıyla, üretim kaynaklı tabaka gerilme ve gerinimlerinin sürekli ve süreksiz ortam temelli mekanik simülasyonlarla incelenebilmesi için gerekli veri altyapısı oluşturulmuştur. Ayrıca, ampirik yöntemlere dayalı tabaka duraylılık incelemeleri yapılmıştır.

ABSTRACT: Bey pazarı Miocene sequence is a geological formation comprising economic value with rich trona resources. As it is an industrial raw material and a significant part of the global exploitable reserves are in our country, the trona mineral has been subject to many domestic and foreign researches investigating the geological characteristics of this Neogene basin by mineralogical, geochemical and petrographic studies. This research covers field and laboratory works on rock mass quality classification and determination of geomechanical properties that will constitute a background for advanced research on investigation of mechanical effects of production openings on upper trona layers and ground surface. The rock mass characteristics of the field was determined using Rock Mass Rating (RMR) and Q system by evaluating core samples obtained from four boreholes drilled inside Hırka, Karadoruk, Sariağıl and Çakıloba formations. Elastic and plastic material properties were determined by laboratory rock mechanics experiments performed on intact core samples. The mechanical properties of discontinuities were determined by testing undisturbed discontinuity surfaces in direct shear box under normal pressure levels adjusted regarding the sample depth. Depending on field and laboratory studies, input parameters for mechanical simulations based on continuous and discontinuous media has been established, which allows for examining production-induced stress and strain on rock layers. In addition, empirical strata control assessments were made.

1 GİRİŞ

Türkiye, sahip olduğu trona rezervleri bakımından Dünya'da ikinci sırada bulunmaktadır (USGS 2020). Üretim ve ihracat verilerine göre Dünya doğal soda külü talebinin beşte biri ülkemiz

tarafından karşılanmaktadır. Ülkemizin pazardaki yeri ve soda külünün endüstriyel kullanım potansiyeli göz önünde bulundurulduğunda üretimdeki sürdürülebilirliğin önemi açığa çıkmaktadır. Bu araştırma, ekonomik değer açısından zengin trona kaynaklarının bulunduğu

Beypazarı sahasında yapılan saha ve laboratuvar ölçekli kaya mekaniği çalışmalarını kapsamaktadır. İlgili çalışmalar, üretimin genişlemesi planlanan bölgede kaya kütle kalitesinin ve jeomekanik özelliklerin tespit edilmesini amaçlamıştır.

Kaya, diğer mühendislik malzemelerine kıyasla heterojen yapısı ile birlikte yapısal başarısızlıklar de barındırdığından mekanik açıdan kompleks bir malzemedir. Bu bağlamda, kaya kütle sınıflaması ile elde edilen ampirik bilgilerin, daha sonra analitik ve sayısal çözümlemelere zemin oluşturması ya da mevcut probleme pratik ön çözümler sağlaması bakımından oldukça kullanışlıdır. 1940'lı yıllardan bu yana çeşitli kaya kütle sınıflama yöntemleri ortaya atılmış (Terzaghi 1946) ve bu yöntemler tünelcilikten yer altı madenciliğine kadar çeşitli kaya yapılarının tasarım ve projelendirme çalışmalarında kullanılmıştır. Ampirik sistemler, kazı mekaniği ve açıklık duraylılığı konusunda detay incelemelere imkân tanıyan sayısal çözümlemelere girdi verisi oluşturmak konusunda yetersiz kalmaktadır. Bu nedenle, sahada gerçekleştirilen jeoteknik loglama çalışmalarını takiben araştırma sondajlarından elde edilebilen karot örnekler üzerinde laboratuvar kaya mekaniği testlerinin yapılması, sayısal modelleme parametrelerinin elde edilmesi aşamasında önem arz etmektedir. Laboratuvar ölçeğinde tespit edilen mekanik özelliklerin saha ölçeğine indirgenmesi ise hesaplamalı çözümlemelerin önemli öncül aşamalarından biridir. Bu çalışmaya konu olan araştırma sahasına yönelik yapılan erken dönem çalışmaların, bölgede bulunduğu tespit edilen linyit ve bitümlü şeyl yatakları üzerine yoğunlaştığı görülmüştür (Ziegler & Önen 1936). Trona kaynaklarının tespit edilmesiyle birlikte farklı araştırmacılar sahada jeolojik ve jeofizik çalışmalar yürütmüştür. Saha üzerine yapılan ilk jeomekanik incelemeler bölgedeki trona kaynağının yer altı tam mekanize uzun ayak madenciliği yöntemiyle işletilmesi planı çerçevesinde gerçekleştirilmiştir. M-RMR sistemi kullanılarak sondaj karotları üzerinde yapılan değerlendirmeler sonucu genel kaya kütle karakteri zayıf olarak tanımlanmıştır (Ünal v.d. 1997). Akabinde yapılan çalışmalarda da benzer şekilde kaya kütle kalitesinin RMR ve M-RMR sistemlerine göre zayıf sınıfa girdiği belirlenmiştir (Onargan v.d 1999). Zayıf kaya kütle özelliklerine bağlı olarak, konvansiyonel yeraltı madencilik yöntemleriyle çalışılmasının getireceği işletme zorlukları göz önüne alınarak, sonrasında Beypazarı trona sahasının solüsyon madenciliği yöntemi ile işletilmesi benimsenmiştir. Solüsyon madenciliği temel olarak, cevher gövdesine uzanan

dikey sondajların yatay bir sondaj ile birleştirilmesine müteakip çözücü sıvı enjekte edilerek değerli minerallerin yer yüzüne çıkarılması işlemidir. Çözünme hızını artırmak amacıyla sıcak su enjekte edilerek sıvının diğer kuyulardan çözelti olarak geri kazanılması amaçlanmaktadır. Çözünme alt damar seviyesinde başlayarak yukarı yönlü olarak gelişmekte ve üst damarların da çözünmesiyle devam etmektedir. Bu sebeple, kaya kütle karakterinin belirlenmesi, üretim süreciyle birlikte ara kesme ve üst örtü tabakasındaki mekanik olayları öngörmekte ve üretimin devamlılığını sağlamakta önem arz etmektedir. Trona ihtiva eden Hırka formasyonu ve sırası ile üzerleyen Karadoruk, Sariağıl ve Çakılba formasyonları saha genelinde farklı kalınlıklarda bulunmaktadır.

Yapılan çalışma kapsamında, jeolojik formasyonların kütle kalite özellikleri ve laboratuvar kaya mekaniği deney sonuçlarına dayanarak jeomekanik özellikler tespit edilmiştir.

2 SAHA ÇALIŞMALARI

Çalışma kapsamında üretimin genişleyeceği bölge üzerinde dört adet jeoteknik sondaj kuyusu belirlenerek, bu kuyulardan karot örnekler elde edilmiştir. Delgi sürecinde, halihazırda alınmış olan örneklerin atmosferik koşullara maruz kalarak su içeriğinin azalmasını ve mekanik özelliklerin bozunmasını önlemek amacıyla jeoteknik loglama ve numune alım işlemleri eş zamanlı olarak yürütülmüştür. Deney örnekleri ODTÜ Maden Mühendisliği Bölümü Kaya Mekaniği Laboratuvarı'na ulaştırılarak, kısa süre içerisinde, örnek hazırlama ve deneylerin yürütülmesi süreçleri tamamlanmıştır. Saha çalışmalarının yürütüleceği lokasyonlar, üretimin genişleyeceği bölgede mümkün olan en azami temsili gerçekleştirilecek şekilde seçilmiştir. Bu kapsamda, dört adet lokasyonda trona üstü ve altı tabakalar kesilecek şekilde derin sondajlar planlanmıştır. Ortalama 360 metre derinliğe kadar inen trona damarları için ortalama 400 metre derinliğe kadar uzanan sondajlar gerçekleştirilmiştir. Sondaj çalışmaları düzenli olarak takip edilmiş, karot örneklerin mekanik deneylere uygun olarak elde edilmesi için operasyonel süreçler denetim altına alınmıştır. Sondajlar 122,6mm tij çapı ile başlamış ve kuyu duraylılığı açısından gerekli görülen yerlerde 96mm çapa düşürülmüştür. Karot örneklerin, delgi sürecinde ve sonrasında örselenmemesi için 2'li ve

3'lü nikelaj tüpleri kullanılmıştır. Sondaj veriminin düştüğü zonlarda manevra boyları düşürülerek numunelerin azami şekilde bütünlüğü korunmuştur. Sondaj çamuru, muhteviyatı gereği trona mineralinin erimesine sebep olacağından öngörülen trona seviyeleri öncesi sondaj çamuruna soda eklenmesi ve doygunluk seviyesine ulaştırılmıştır. Bu sayede trona damar seviyelerinde karot erimesi engellenmiştir. Elde edilen 83 mm ve 63 mm çaptaki karot numuneleri sandıklara koyulmadan önce su içeriğini kaybetmesini önleyecek koruyucu tabaka ile kaplanmıştır. Bu sayede bünyesindeki nemin korunması amaçlanmıştır. Karot sandıklarının taşınması sırasında örneklerin örselenmesini önlemek amacıyla gerekli önlemler alınmıştır. Karot sandıkları düzenli aralıklarla lokasyondan korunaklı ve sabit sıcaklıkta karothaneye taşınmıştır. Korunaklı ortamda muhafaza edilen karot numuneleri sondaj bitiminin akabinde ivedilikle incelenmiş ve değerlendirilmiştir. Değerlendirmeler Q (Barton v.d. 1974) ve RMR₈₉ (Bieniawski 1989) sistemlerine göre yapısal olarak hâkim katmanlara ayrılarak yapılmıştır. Bieniawski (1973) tarafından geliştirilen RMR sistemi farklı tarihlerde güncellenerek geliştirilmiş ve bugün yaygın olarak kullanılan halini almıştır. Tek eksenli basma dayanımı, kaya kalite belirteci, süreksizlik durumu, yönü ve aralığı, yer altı suyu durumu gibi yapısal unsurları belirlenerek kaya kütlelerinin “çok iyi, iyi, orta, zayıf ve çok zayıf” şeklinde sınıflandırılmasına imkân sağlamaktadır. Genellikle tüneller için tahkimat tasarımı için kullanılan Q sistemi ilk olarak 1974 yılında Norveç Jeoteknik Enstitüsü tarafından önerilmiştir. Süreksizlik sayısı, çatlak pürüz durumu, alterasyon durumu ve su durumu gibi parametreler ile çalışan bu sistem kayaları “aşırı zayıf, çok zayıf, zayıf, orta, iyi” olarak sınıflandırmaktadır.

Değerlendirmeler sahada bulunan formasyonlar ve yapısal özellikler göz önünde bulundurularak jeolojik karakteristiğe göre yapılmıştır. Sahada görülen formasyonların özellikleri şu şekildedir; bitümlü şeyl, kıltaşı ve kumtaşından oluşan aynı zamanda tronayı içeren Hırka formasyonu; gri kireçtaşlarından oluşan Karadoruk formasyonu; tüfit ve kıltaşlarından oluşan Sariağıl formasyonu; kireçtaşı ve tüfitlerden oluşan Çakılaba formasyonu.

3 LABORATUVAR ÇALIŞMALARI

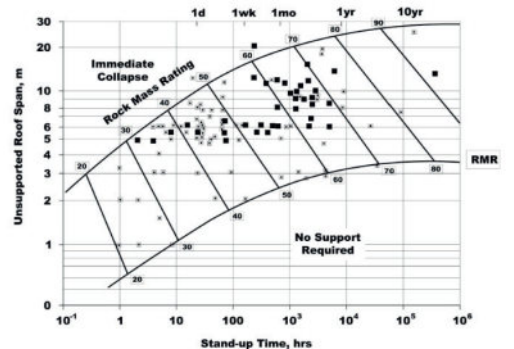
Saha çalışmalarını takiben, her sondaj sonrası toplanan sağlam karot numuneleri, saklama ve taşıma koşullarına özen gösterilerek ODTÜ Maden Mühendisliği Kaya Mekanik Laboratuvarı'na getirilmiştir. Örnekler, ISRM Test ve İzleme, Kaya Karakterizasyonu için Önerilen Yöntemler'e (Ulusay & Hudson 2007) uygun olarak hazırlanmış ve mekanik deneylere tabii tutulmuştur. Doğal birim hacim ağırlıkları belirlenen örnekler üzerinde tahribatlı ve tahribatsız deneyler gerçekleştirilmiştir. Dört kuyuda toplamda 44 adet yük kontrollü ve 47 adet deformasyon kontrollü tek eksenli basma dayanımı deneyi, 120 adet üç eksenli basınç dayanımı deneyi, 163 adet indirekt çekme, 48 adet statik deformabilite ve 19 adet nokta yükleme deneylerine ek olarak sahada karot örneklerden tespit edilebilen doğal süreksizlik yüzeyleri direkt makaslama deneyine tabi tutulmuştur. 30 adet direkt makaslama deneyi derinliğe bağlı olarak seçilen normal basınç seviyeleri altında gerçekleştirilmiştir. Tek eksenli basma dayanımı deneyi, boy/çap oranı 2,5/1 olan silindirik örneklerin uzun eksen yönünde uygulanan yük altında yenildiği gerilim seviyesini ölçmekte kullanılmaktadır. Nokta yükleme dayanımı bir indeks deneyi olup, çap veya boy yönünde uygulanan noktasal yükün yenilme anındaki seviyesini istatistiksel ilişkilere dayanarak ve dolaylı olarak tek eksenli basma dayanımına dönüştürmeyi amaçlamaktadır. Silindirik, küp veya düzensiz şekilli kaya örnekleri üzerinde uygulanabilmesi bakımından avantaj sağlamaktadır. Boy çap oranı tek eksenli basma dayanımı için yeterli olmayan silindirik örnekler üzerinde uygulanabilir. Statik deformabilite deneyi tek eksenli yüklemenin birim deformasyon kontrollü ile uygulanması sonucu elastik modül ve Poisson oranının hesaplanmasında kullanılmaktadır. Elastik modül, eksenel gerilime karşı eksenel gerinim eğrisinde, tek eksenli dayanımın %50'si seviyesindeki doğrusal bölgenin eğimi olarak açıklanabilir. Poisson oranı ise, tek eksenli yüklemde çapsal yöndeki gerinimin eksenel yöndeki gerinime oranı biçiminde hesaplanmaktadır. Malzemenin yük altında elastik davranışını kontrol eden parametreler olan elastik modül ve Poisson oranının yüksek doğrulukla hesaplanabilmesi için deneyler, yer değiştirme kontrollü bir stif yükleme düzeneği ile yürütülmüştür. Endirekt çekme dayanımı (Brazilian) deneyi, karot örneklerin çap yönünde yüklenmesiyle çekme dayanımının dolaylı olarak hesaplanmasını sağlamaktadır. Üç eksenli basınç

deneyi, en az üç adet karot örneğinden oluşan deney setlerinin derinlikle ilişkili olan yanıl basınç seviyeleri altında yenilme yüklerini ölçerek, kayanın yenilme zarfının elde edilmesini ve böylelikle içsel sürtünme açısı ve görünür kohezyonun hesaplanabilmesine imkân vermektedir. Doğrudan kesme deneyi, süreksizliklerin artış ve doruk kohezyon ve sürtünme açılarını tespit etmeyi hedeflemektedir. Elde edilen bu parametreler, devam niteliğindeki sayısal modelleme çalışmaları için temel hazırlamaktadır. Kaya malzemesi için deneylerle tespit edilen mekanik parametrelerin kaya kütesini temsil eder hale dönüştürülebilmesi için “Genelleştirilmiş Hoek ve Brown yenilme kriteri” ve “Jeolojik Dayanım İndeksi (GSI)” kullanılması kararlaştırılmıştır. Genelleştirilmiş Hoek ve Brown yenilme kriteri ampirik bir sistem olup bir diğer kaya kütle kalite belirteci olan GSI değerine bağlı olarak kütle özelliklerinin hesaplanmasında kullanılmaktadır. GSI sisteminin karakteristik parametreleri “ m_i ” ve “ s ” ile laboratuvar tek eksenli basma dayanımı ve kazı kaynaklı hasar belirteci olarak kullanılan “ D ” parametresi beraber kullanıldığında kaya kütesi için Hoek&Brown ve eşdeğer Mohr-Coulomb parametreleri hesabı mümkün olmaktadır. Genelleştirilmiş Hoek&Brown parametreleri sayısal simülasyonlarda girdi parametresi olarak kullanılan Mohr-Coulomb değerlerine (kohezyon ve içsel sürtünme açısı) çevrilebilmektedir. Bu çevrim yapılırken Hoek v.d. (2002)’nin ve Hoek ve Brown (1997)’in çalışmalarından faydalanılacaktır. Tespit edilen girdi parametreleri, sürekli ortam temelli “sonlu elemanlar yöntemi” veya süreksiz ortam temelli “ayrık elemanlar yöntemi” ile gerçekleştirilecek sayısal simülasyonlarda kullanılabilir. Süreksizliklerin sayısal modellemesinde Mohr-Coulomb temelli kesme dayanım kriterinin kullanılabilmesi için gerekli girdi değerleri hesaplanmıştır. Süreksizlik özelliklerini temsil eden kohezyon ve sürtünme açıları direkt kesme deneyleri ile tespit edilmiştir. Sayısal model girdi parametreleri jeoteknik log ve laboratuvar deneyleriyle hesaplanmış olsa dahi eski üretimlere dayalı geriye dönük çözümlerle ile kalibre edilmesi planlanmaktadır.

4 AMPİRİK ÇÖZÜMLELER

Kaya kütesindeki mekanik etkilerin zamana bağlı değerlendirilmesi konusunda analitik çözümler veya sayısal çözümlerle ortaya atılmış mutlak veya ideal çözüm sunan bir yöntem

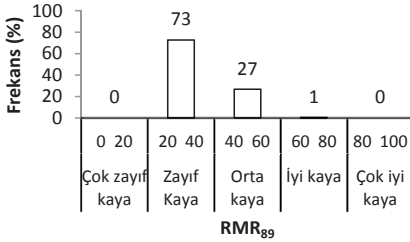
bulunmamaktadır. Laboratuvar ölçekli sünme deneylerinin sünme malzeme matematik modelleri ile sayısal çözümlemelerde kullanılması yoluyla yapılan simülasyon çalışmalarında dahi saha ölçekli ölçümleriyle doğrulanmadığı sürece modellemenin geçerliliği kesin kabul edilemez. Bu durumda, farklı tavan açıklıklarına sahip eski kazı vakalarının RMR₈₉ cinsinden kaya kütle kalitesi ve tahkimatsız biçimde duraylı kaldıkları zaman ilişkisini ortaya koyan ve Şekil 1’de sunulan “dayanma zamanı” grafiği kullanılabilir (Lowson & Bieniawski 2013). Bu grafik, tahkim edilmeyen bir tavan açıklığının RMR₈₉ cinsinden kaya kütle kalitesine bağlı olarak duraylılığını koruduğu zamanı gerçek zaman birimleri cinsinden (saat, gün, ay, yıl) tahmin etmektedir. Grafikteki içi dolu ve boş kareler duraylı ve duraysız yeraltı kazı vakalarını temsil etmektedir. Bu veriler ışığında, “ani göçme riski”, “göçük riski” ve “tahkimata ihtiyaç duyulmaksızın duraylı” olma durumları tespit edilebilmektedir. Grafikten elde edilen sonuçların yorumlanması konusunda dikkat edilmesi gereken, bu tarz ampirik çalışmaların dayandıkları vaka geçmişinde geçerli koşullar çerçevesinde kullanılmalarının uygun olması, bu koşullar dışında değerlendirilmelerinin yanıltıcı olabileceğidir. Saha ölçekli gözlemlere dayanan bu grafik kütle hakkında kullanışlı bir öngörü sunmakla birlikte kaya kütesinin karmaşıklığı ve mekanik olaylara dayanak gösterilebilecek ve saha özelinde etkili olduğu bilinen veya bilinmeyen pek çok parametrenin bulunma olasılığı göz önünde bulundurularak ampirik yaklaşımın nihai ve mutlak sonucu vermesinin beklenemeyeceği fakat detaylı sayısal çözümlemeler için yol gösterici olabileceği söylenebilir.



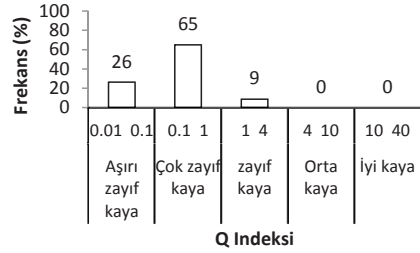
Şekil 1: RMR değerlerine göre tahkimatsız ayakta kalma süresi grafiği (Lowson ve Bieniawski, 2013)

5 DEĞERLENDİRMELER

Araştırma kuyularında yapılan jeoteknik loglama çalışması sonucu tüm karot örnekler değerlendirildiğinde en yüksek 64 ve en düşük 23 RMR₈₉ değerleri hesaplanmıştır. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RMR₈₉ değerlerinin %73'ü “zayıf kaya” olarak tanımlanmakta ve “IV” numaralı kalite sınıfına girmektedir (Şekil 2). Atanan değerlerin %27'si “orta kaya” tanımlamasına uygundur ve “III” numaralı kalite sınıfındadır. Veri dağılımındaki, çoğunluk göz önünde bulundurularak kaya kütlelerinde RMR₈₉ sistemine göre kütle kalitesinin “zayıf kaya” olduğu ve “IV” numaralı kalite sınıfının hâkim olduğu söylenebilir.

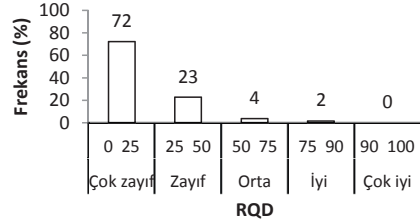
Şekil 2 Genel RMR₈₉ dağılımı

RMR₈₉ değerlendirmesine benzer biçimde jeolojik birim ve metraj ayrımı gözetmeksizin tüm kuyular için Q tünelcilik indeksi dağılımı sunulmuştur. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan Q değerlerinin %26'sı değerlendirme çizelgesine göre “aşırı zayıf kaya” olarak tanımlanmaktadır. Atanan değerlerin %65'i “çok zayıf kaya” sınıfındadır. Kalan %9'u ise “zayıf kaya” olarak sınıflanmıştır. İstatistiksel değerlendirme temel alınarak kaya kütlelerinde “Q tünelcilik indeksi” sistemine göre kütle kalitesinin “çok zayıf kaya” olduğu söylenebilir (Şekil 3). İki farklı kaya kütle kalite sistemi kullanılarak yapılan çalışmaların birbiriyle uyumlu olduğu ve kütle kalitesinin genel olarak zayıf özellik gösterdiği sonucuna varılmıştır.



Şekil 3 Genel Q indeksi dağılımı

Araştırma sondajlarında RQD (Deere v.d. 1967) değerleri en yüksek %79 ve en düşük %0 değerleri tespit edilmiştir. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RQD değerlerinin %72'si “çok zayıf” olarak tanımlanmaktadır. Atanan değerlerin %23'ü “zayıf” sınıfındadır. Kalan %4'ü ise “orta” kalite derecesine sahiptir. Veri dağılımının büyük çoğunluğu temel alınarak kaya kütlelerinde RQD sınıfının “çok zayıf” olduğu söylenebilir (Şekil 4). Bu değerlendirme, jeolojik ve mekanik pek çok girdinin de değerlendirildiği daha gelişmiş sınıflama sistemleri ile yapılan değerlendirmelerle makul ölçüde örtüştüğü söylenebilir.



Şekil 4 Genel RQD dağılımı

Araştırma kuyuları için jeolojik formasyon temelinde gerçekleştirilen kaya kütle kalite değerlendirmeleri şu şekildedir; “Çakılloba” formasyonu için ortalama RMR₈₉ değeri 39 olarak saptanmıştır. En yüksek 64 ve en düşük 32 değerleri görülmüştür. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RMR₈₉ değerlerinin %89'u “zayıf kaya” olarak tanımlanmakta ve “IV” numaralı kalite sınıfına girmektedir. Aynı formasyonda ortalama Q tünelcilik indeksi değeri 0,20 olarak saptanmıştır. En yüksek 0.66 ve en düşük 0,01 değerleri hesaplanmıştır. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan Q değerlerinin %44'ü “aşırı zayıf kaya”, %56'sı ise “çok zayıf kaya” olarak tanımlanmaktadır. Son olarak araştırma kuyularının kestiği bölgede Çakılloba formasyonunun ortalama RQD değeri %19 olarak hesaplanmıştır. RQD değerlendirme çizelgesine

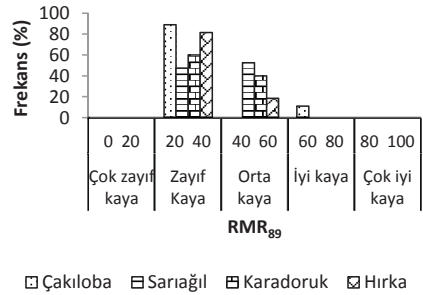
göre bu değer “çok zayıf” kaya kütle özelliklerine işaret etmektedir. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RQD değerlerinin %89’u “çok zayıf” olarak tanımlanmaktadır.

Araştırma kuyularında “Sarıağıl” formasyonu için ortalama RMR₈₉ değeri 41 olarak saptanmıştır. En yüksek 58 ve en düşük 27 değerleri görülmüştür. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RMR₈₉ değerlerinin %48’i “zayıf kaya” olarak tanımlanmakta ve “IV” numaralı kalite sınıfına girmektedir. Diğer %53’ü ise “orta kaya” olarak tanımlanmakta ve “III” numaralı kalite sınıfına girmektedir. Aynı formasyonda ortalama Q tünelcilik indeksi değeri 0,52 olarak saptanmıştır. En yüksek 1,98 ve en düşük 0,001 değerleri hesaplanmıştır. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan Q değerlerinin %30’u “aşırı zayıf”, %50’si “çok zayıf kaya”, %20’si ise “zayıf kaya” sınıfındadır. Araştırma kuyularının kestiği bölgede Sarıağıl formasyonunun ortalama RQD değeri %27 olarak hesaplanmıştır. RQD değerlendirme çizelgesine göre bu değer “zayıf” kaya kütle özelliklerine işaret etmektedir. En yüksek %77 ve en düşük %0 değerleri tespit edilmiştir. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RQD değerlerinin %60’ı “çok zayıf”, %33’ü “zayıf”, %5’i “orta”, %3’ü ise “iyi” olarak tanımlanmaktadır. Değerlerin büyük çoğunluğu “çok zayıf” sınıfında bulunduğundan bu tanım araştırma kuyularının kestiği bölgedeki Sarıağıl formasyonunun genelini temsilen kullanılabilir.

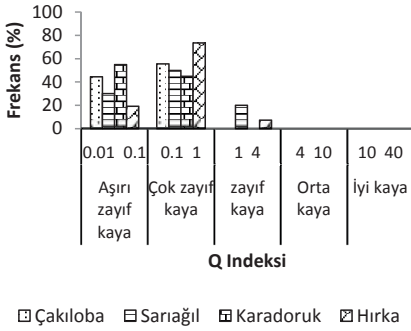
“Karadoruk” formasyonunun araştırma kuyularıyla tespit edilen ortalama RMR₈₉ değeri 40 olarak saptanmıştır. En yüksek 52 ve en düşük 31 değerleri tespit edilmiştir. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RMR₈₉ değerlerinin %60’ı “zayıf kaya” olarak tanımlanmakta ve “IV” numaralı kalite sınıfına girmektedir. %40 ise “orta kaya” tanımına uygundur ve “III” numaralı kalite sınıfındadır. Aynı formasyonda ortalama Q tünelcilik indeksi değeri 0,19 olarak saptanmıştır. En yüksek 0,82 ve en düşük 0,001 değerleri hesaplanmıştır. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan Q değerlerinin %55’i “aşırı zayıf kaya”, %45’i “çok zayıf kaya” olarak tanımlanmaktadır. Son olarak araştırma kuyularının kestiği bölgede Karadoruk formasyonunun ortalama RQD değeri %21 olarak hesaplanmıştır. RQD değerlendirme çizelgesine göre bu değer “zayıf” kaya kütle özelliklerine işaret etmektedir. En yüksek %53 ve en düşük %0 değerleri tespit edilmiştir. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RQD değerlerinin

%75’i “çok zayıf” ve %25’i “zayıf”, %5’i ise “orta” olarak tanımlanmaktadır.

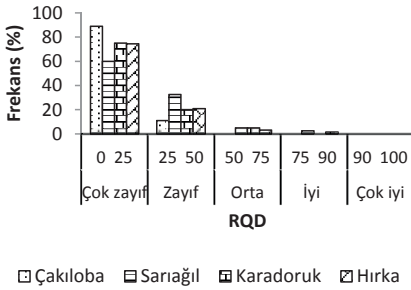
“Hırka” formasyonu için araştırma kuyularında tespit edilen ortalama RMR₈₉ değeri 37 olarak saptanmıştır. En yüksek 46 ve en düşük 31 değerleri görülmüştür. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RMR₈₉ değerlerinin %82’si “zayıf kaya” olarak tanımlanmakta ve “IV” numaralı kalite sınıfına girmektedir. Kalan %18’i ise “orta kaya”dır ve “III” numaralı kalite sınıfındadır. Aynı formasyonda ortalama Q tünelcilik indeksi değeri 0,49 olarak saptanmıştır. En yüksek 1,49 ve en düşük 0,08 değerleri hesaplanmıştır. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan Q değerlerinin %19’u “aşırı zayıf kaya”, %74’ü “çok zayıf kaya”, %7’si “zayıf kaya” olarak tanımlanmaktadır. Son olarak araştırma kuyularının kestiği bölgede Hırka formasyonunun ortalama RQD değeri %22 olarak hesaplanmıştır. RQD değerlendirme çizelgesine göre bu değer “zayıf” kaya kütle özelliklerine işaret etmektedir. En yüksek %40 ve en düşük %10 değerleri tespit edilmiştir. Buna göre, karot örnekler temel alınarak atanan RQD değerlerinin %74’ü “çok zayıf” ve %21’i “zayıf”, %3’ü “orta”, %2’si ise “iyi” olarak tanımlanmaktadır. Formasyonlara göre RMR₈₉, Q indeksi ve RQD dağılım grafikleri sırasıyla Şekil 5, Şekil 6 ve Şekil 7’de sunulmuştur. Ampirik sistemlere göre tespit edilen kaya kütle özellikleri formasyonlar için Çizelge 1’de özetlenmiştir.



Şekil 5 Formasyonlara göre RMR₈₉ dağılımı



Şekil 6 Formasyonlara göre Q indeksi dağılımı



Şekil 7 Formasyonlara göre RQD dağılımı

Çizelge 1 Formasyonlara göre kaya kütle kalitesi özet çizelgesi

Jeolojik Formasyon	RMR ₈₉	Q-Sistemi	RQD
Çakıloba	Zayıf (20-40)	Çok Zayıf (0,1-1)	Çok Zayıf (0-25)
Sariağıl	Orta (40-60)	Çok Zayıf (0,1-1)	Çok Zayıf (0-25)
Karadoruk	Zayıf (20-40)	Aşırı Zayıf (0,01-0,1)	Çok Zayıf (0-25)
Hırka	Zayıf (20-40)	Çok Zayıf (0,1-1)	Çok Zayıf (0-25)

Jeomekanik kütle kalite değeri ve dayanma zamanı grafiğine dayanarak trona damarında tavan göçmelerinin başladığı kritik üretim açıklığı boyutlandırılmıştır. Buna göre 8 m tavan açıklığının ani göçme riski oluşturduğu öngörülmektedir. Tavan göçmesi ile birlikte üretim açıklığı düzeninin bozunmasına bağlı olarak çözünme hızının ve çözelti saflığının etkileneceği söylenebilir.

6 SONUÇLAR

Bey pazarı trona sahasında, üretimin genişleyeceği bölge üzerinde belirlenen dört adet lokasyonda

açılan araştırma kuyularından elde edilen karot örnekler kullanılarak kütle kalite sınıflama çalışmaları ve kaya mekaniği deneyleri gerçekleştirilmiştir. Sahada hâkim olarak bulunan dört adet ana jeolojik formasyon (Hırka, Karadoruk, Sariağıl ve Çakıloba) yapısal, jeomekanik ve jeolojik benzerlikler göz önünde bulundurularak değerlendirilmiştir. Deney sonuçları jeoteknik loglama çalışmaları ile birlikte değerlendirilerek, sayısal simülasyon çalışmalarına temel oluşturacak kütle jeomekanik özelliklerinin tespit edilebilmesi için gerekli veri toplanmıştır. RMR₈₉, Q indeksi ve RQD değeri her bir kuyu ve jeolojik formasyonlar temelinde değerlendirilmiştir. Tüm araştırma kuyuları dikkate alınarak yapılan değerlendirme sonucu en yüksek 64 ve en düşük 23 RMR₈₉ değeri tespit edilmiştir. Dağılım göz önünde bulundurulduğunda büyük çoğunluğun 20-40 arası RMR₈₉ değeri ile “zayıf kaya” sınıfına girdiği tespit edilmiştir. Q-sistemine göre kaya örnekleri büyük oranda “aşırı zayıf kaya” ve “çok zayıf kaya” sınıfında yer almaktadır RQD değerlerine göre, karotların büyük çoğunluğu “çok zayıf” kalite derecesine sahiptir. Kütle kalitesinin ve jeomekanik özelliklerin tespit edilmesiyle birlikte, devam niteliğindeki, sürekli ve süreksiz ortam temelli sayısal modelleme çalışmalarında kullanılabilecek girdi parametreleri tespit edilmiştir. Ayrıca, ampirik çözümlemelerin temel üretim ve hazırlık amaçlı saha uygulamalarında yol gösterici olarak kullanılabilmesi sağlanmıştır.

TEŞEKKÜR

Eti Soda A.Ş. yönetimi ve teknik ekibine araştırma sürecinde ve veri kullanımı konusunda sağladıkları destekten dolayı teşekkür ederiz.

7 KAYNAKLAR

- Bieniawski, Z.T. (1973) Engineering Classification of Jointed Rock Masses. Transaction of the South African Institution of Civil Engineers, 15, 335-344.
- Bieniawski, Z.T. 1989. Engineering rock mass classifications. New York: Wiley.
- Barton, N., Lien, R., and Lunde, J. (1974). Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support. Rock mechanics, 6(4), 189-236.
- Deere, D.U., Hendron, A.J., Jr., Patton, F.D., and Cording, E.J. (1967), "Design of Surface and Near-Surface Construction in Rock: Failure and Breakage of Rock", ed. C. Fairhurst, Soc. Of Min. Eng., AIME, N.Y., pp. 237-302.

- Hoek, E., Brown, E.T., (1997). Practical estimates of rock mass strength. *Int J Rock Mech Min Sci Geomech*, Vol 34, No 8, pages 1165-1186.
- Hoek, E., Carranza-Torres, C., and Corkum, B. (2002). Hoek-Brown failure criterion-2002 edition. *Proc. NARMS-TAC Conference*, (pp. 267-273). Toronto.
- Lowson, A, Bieniawski Z.T.. (2013). "Critical assessment of RMR based tunnel design practices". *Proc. RETC*. Washington DC: Society of Mining Engineers. pp. 180–198
- Onargan, T. ve diğ., 1999. Ankara-Beypazarı Trona Sahası Desandre Etüdları. Dokuz Eylül Üniversitesi Araştırma Grubu, Proje No: DEU-MAG-99-01.
- Terzaghi, K. (1946) Rock Defects and Loads on Tunnel Supports. In: Proctor, R.V. and White, T.L., Eds., *Rock Tunneling with Steel Supports*, Commercial Shearing and Stamping Company, Youngstown.
- Ünal, E., Ulusay, R., Özkan, I. ve diğ., 1997. Rock Engineering Evaluations and Rock Mass Classification at Beypazarı Trona Site. Middle East Technical University.
- Ulusay, R., ve Hudson, J. A. (2007). The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006. ISRM.
- USGS. Soda Ash Statistics and Information. (2020). U.S. Geological Survey
- Ziegler, A. ve Önen, N.H., Orta Anadolu Linyit Yatakları Hakkında Rapor. MTA Rap., no.115, 1936, Ankara

Tipik bir uzunayak panelinde üç boyutlu gerilim dağılımının parametrik analizi

Parametric analysis of three-dimensional stress distribution on a typical longwall panel

A.G. Yardımcı

Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü

ÖZET: Enerji talebindeki genişlemeyi karşılamak üzere alternatif arz yöntemleri değerlendirildiğinde kömür yakıtlı termik santraller zengin rezervlerin maliyet etkin üretime elverişli olması avantajıyla ön plana çıkmaktadır. Uzunayak madenciligi, yeraltı kömür kaynaklarının mekanize ekipmanla ekonomik ve sürdürülebilir üretimini mümkün kılan, dünyadaki eğilim ile örtüşür şekilde ülkemizde de yaygın olarak kullanılan bir yöntemdir. Uzunayak üretiminde kazı arını ve tavanda gelişen gerilim dağılımı ve yoğunlaşma bölgelerinin kestirimi uygun hidrolik tahkimat özelliklerinin belirlenmesi açısından kritik seviyede önemlidir. Geniş kazı aynasının ayak boyunca ilerletilmesi, kaya kütlelerinde doğal gerilim akışının değişmesine ve kazıya bağlı gerilimlerin yoğunlaşmasına neden olmaktadır. Bu durum potansiyel duraysızlık olaylarını tetikleyebilecek niteliktedir. Bu çalışma, tipik bir yeraltı kömür işletmesinde uzunayak üretimine bağlı olarak topuklar üzerinde gelişen gerilimlerin topuk boyutları ve arazi yüklemeleri ile ilişkisini sayısal simülasyonlar ile incelemektedir. Üç boyutlu modeller üzerinde ayrık eleman yöntemi ile parametrik analiz yapılmıştır. Simülasyon çıktıları, alternatif topuk tasarımlarının farklı saha yükleme koşulları altında performansını üretime bağlı gelişecek gerilim dağılımı ve yoğunlaşma bölgeleri türünden karakterize etmektedir.

ABSTRACT: Comparing the alternative supply methods to meet the expansion in energy demand, coal-fired thermal power plants stand out with the advantage that rich reserves are suitable for cost-effective production. Longwall mining is a method that is widely used in our country, in line with the trend in the world, that enables the economical and sustainable production of underground coal resources with mechanized equipment. Estimation of stress distribution and concentration zones in the excavation face and roof is critically important in terms of determining the appropriate hydraulic support properties in production by longwall mining. Advancing the wide excavation face along the mining direction causes in-situ stress distribution in the rock mass to change and the stresses associated with the excavation to intensify. This may trigger potential instability events. This study investigates the relationship of stresses developed on pillars due to longwall production with pillar dimensions and field loadings in a typical underground coal mine using numerical simulations. Parametric analysis was performed on three-dimensional models using Distinct Element Method. The simulation outputs characterize the performance of alternative pillar designs under different field loading conditions, in terms of stress distribution and concentration zones that will develop due to production.

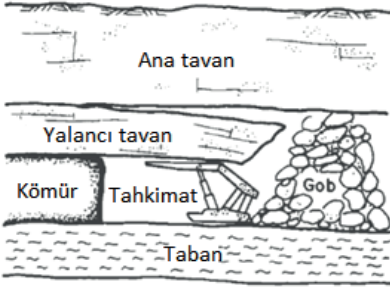
1 GİRİŞ

Küresel çapta 2030 ve 2050 yıllarına dek kademeli olarak tamamlanması planlanan sıfır salınım hedefleri doğrultusunda alternatif kaynaklara yönelim artsa da günümüzde enerji üretiminin %35'i kömür kaynaklarına dayanmaktadır (IEA, 2022). Verimsiz santrallerin kademeli olarak kapatılması ve şirketlerin alternatif kaynaklara yatırım yapmalarının desteklenmesi konusunda hükümetlerin kararlı eylem ve politikalarıyla birlikte 2020 yılına kadar azalarak gelen kömür

kullanımı doğalgaz fiyatlarındaki artışa bağlı olarak 2021 yılı itibarıyla güçlü bir geri dönüş eğilimine girmiştir. Özellikle gelişmekte olan ülkelerdeki sanayileşme ve nüfus artışına bağlı gelişen enerji ihtiyacı dikkate alındığında kömür kaynaklarının yakın vadede vazgeçilemez veya yeri doldurulamaz olduğu öngörülebilir.

Ülkemizdeki kömür kaynaklarının işletilebilir rezerv ve kalorifik değer bakımından oldukça sınırlı olması nedeniyle sürdürülebilir işletmecilik için üretim aşamasında yüksek kömür kazanımı ve verimlilik kavramları ön plana çıkmaktadır. Temel

uygulamaları 17. yüzyılın başlarında İngiltere’de geliştirilen uzunayak yöntemi (EIA 1995) ileri üretim teknolojilerinin entegre edilmesiyle birlikte yeraltı kömür madenciliğinde, alternatiflere kıyasla sunmuş olduğu yüksek verim, hızlı üretim ve düşük maliyet avantajlarıyla tüm dünyada olduğu gibi ülkemizde de yaygın olarak kullanılmaktadır. Yöntemin temel prensibi, yatay veya düşük eğim açısı ile yataklanmış kömür damarının “tavan yolu” ve “taban yolu” adı verilen, birbirine paralel iki galeri ile sınırlandırılarak üretim panellerine ayrılması ve yollara dik düzlemdeki kömür arınından mekanize yöntemle kesme işleminin sürdürülmesi biçiminde özetlenebilir. Şekil 1’de kesit görünümü sunulan tipik bir uzunayak panelinde, üretim sırasında gelişen tavan yüklemelerine direnerek çalışma ortamının güvenliğini sağlayan “yürüyen hidrolik tahkimat”, üretimi sağlayan “tamburlu kesici” ve arına paralel yönde kömürün taşınmasında kullanılan “zincirli arın konveyörü” bulunmaktadır. Yürüyen hidrolik tahkimat yüksekliği pratikte 6 m’ye kadar ulaşabildiğinden bütün damar kalınlığının kazılması mümkün olabilmektedir. Kalın kömür damarlarında ise tek seferde duraylı kazı ve ilerleme mümkün olmadığından arkadan göçertmeli yöntem tercih edilmektedir. Bu durumda, ayak arkasındaki tavanın göçmesiyle kazanılan kömür hidrolik tahkimat gerisine kurulan arka konveyör sistemiyle taşınmaktadır.

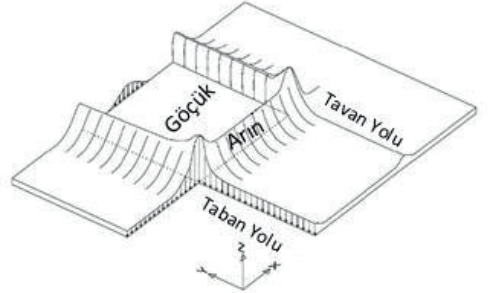


Şekil 1 Tipik bir uzunayak panelinden kesit görünümü (Barczak 1992)

Üretim hızı ve miktarı konusunda sağladığı avantajlarla birlikte, hidrolik tahkimatlara aşırı yük binmesi, ayak gerisinde düzenli göçmenin gerçekleşmemesi ve yüzeyde gelişen tasman olayları gibi sorunların ortaya çıkma potansiyeli bulunmaktadır. Kömür damarı içerisinde çok sayıda panelin güvenli olarak üretilebilmesi için paneller arasında topuk adı verilen, dikey yüklemelere direnç göstermek üzere kazılmayan kömür yapıları bırakılmaktadır. Damar kazanımını düşürse de üretim sırasında panel duraylılığının

korunması için kömür topukları kaçınılmaz olarak kullanılmaktadır.

Üretim öncesi kömür damarı, örtü tabakasından kaynaklı dikey yüklemeler ve yatay arazi yükleri etkisi altında iken farklı araştırmacıların yaptığı sayısal modelleme çalışmalarına göre Şekil 2’de görüldüğü gibi, kazıyla birlikte gerilimlerin arın gerisinde ve taban-tavan yolları boyunca dayanak noktalarında yoğunlaştığı görülmüştür (Sasaoka vd. 2020).



Şekil 2 Uzunayak panelinde gerilimlerin dağılımı (Sasaoka, vd. 2020)

Özellikle tavan-taban yollarındaki duraysızlık olayları sıklıkla karşılaşılan, can kaybı ve üretimin duraksaması ile sonuçlanan durumlardır. Araştırmalar, bu bölgelerde gerilim dağılımındaki değişimin jeolojik yapı, üretim planı ve kazı kaynaklı olduğunu göstermektedir (Gao vd. 2017). Topuk tasarımı üzerine ortaya konulmuş pek çok ampirik (Yavuz, 2002) ve analitik (Wagner, 1980) çözümleme bulunmaktadır. Her biri belirli durumlarda çalışmak üzere ön kabullere dayanarak tasarlanan bu yöntemlerin işletme koşulları, jeolojik yapı ve jeomekanik özelliklerdeki farklılıklara bağlı olarak gözden geçirilmesi gerekebilir. Sayısal modelleme yöntemi, farklı koşullar için rahatlıkla uyarlanabilir olması ve tam mekanik çözümleme imkânı sağlamasıyla esneklik ve güvenilirlik sağlamaktadır. Farklı topuk tasarımı, üretim düzeni ve arazi koşullarının parametrik incelemeleri hızlı bir şekilde yürütülebilmektedir.

Bu çalışma, tipik bir uzunayak işletmesinde çoklu panel üretimine bağlı olarak kömür topuklarında gelişen gerilimlerin topuk boyutları, şekli ve arazi gerilimleri ile ilişkisini sayısal simülasyonlar ile incelemektedir. Üç boyutlu modellerde tabaka yapılarındaki süreksizlikleri dikkate alan “ayrık eleman yöntemi” ile parametrik analiz yapılmıştır. Üretim aşamaları simüle edilerek topukların üzerindeki en yüksek asal gerilmeler takip edilmiş ve farklı topuk tasarımlarının farklı arazi gerilmeleri altında işletilmesi durumundaki performansları

incelenmiştir. Panellerin üretim sürecinde topuklarda gelişen gerilimler detaylı olarak gözlemlenmiştir.

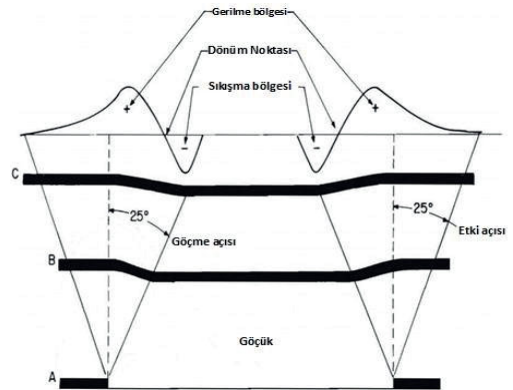
2 UZUNAYAK YÖNTEMİNDE DURAYSIZLIK SORUNLARI

Kazı geometrisiyle ilişkili olarak panelleri ayırarak kömür topukları, arın gerisi ve yollar boyunca gerilim yoğunlaşması kaynaklı duraysızlık sorunları oluşabilmektedir. Damar derinliği, arazi gerilmeleri, kaya kütle elastik özellikleri ve gerilim-gerinim karakteristiğinin kontrol ettiği gerilim yoğunlaşmaları çatlak oluşumu ve ilerlemesinin tetiklediği yenilme ile sonuçlanabileceği gibi aşırı gerilim altında kaya patlaması olarak isimlendirilen daha yıkıcı ve dinamik bir yenilme türüne neden olabilir (Crouch 1973). Yaygın olarak derin yeraltı metalik ocaklarda rastlanan kaya patlaması sığ kömür kaynaklarının yetersiz kalması ve derin damarların işletmeye alınmasıyla birlikte sert kömür işletmelerinde de görülmekte ve kömür patlaması olarak isimlendirilmektedir. Taban ve tavan yollarında, topuklarda ve yalancı tavanda da görülebilmekle birlikte en sık rastlanan türü arında gelişmektedir. Gerilim kaynaklı kömür patlaması olaylarını öngörmek ve tahmin edebilmek amacıyla mikro gravite yöntemi, mikro sismik yöntemi ve tahkimat izleme tekniği kullanılmaktadır. Bu yıkıcı yenilme türünün kontrol edilebilmesi amacıyla ise gerilim rahatlatma tekniklerinden faydalanılabilmektedir. Bunlardan en yaygın olanı gerilim rahatlatma patlatmasıdır. Gerilim yoğunlaşması olan bölgede patlatma yoluyla çatlak ağları oluşturmak ve ilerlemesini sağlamak esasıyla çalışır. Bir diğer yöntem gerilim yoğunlaşma bölgelerine boş delikler delerek çatlak oluşumunu tetiklemektir. Bu yöntemin zaman kaybına neden olduğu ve güvenilir olmadığı gözlenmiştir. Son olarak ise su enjeksiyonu yoluyla kaya kütle dayanımı düşürülerek dinamik yenilmenin önüne geçilebilmektedir.

Ayak gerisinde kalan yalancı tavan tabakasının düzenli göçükler yoluyla yenilmemesi durumunda giriş etkisiyle ani yenilmesi bir diğer duraysızlık sorunu olarak ortaya çıkmaktadır. Yenilmeyen tavan tabakası ayak ilerlemesiyle birlikte oluşan boşluk nedeniyle sarkarak ayak tahkimatı üzerine aşırı yük bindirebilir.

Kömür damarındaki geniş hacimli kazı, arının ilerlemesiyle birlikte ayak arkasındaki tavan tabakasının göçmesine ve bu etkinin yer yüzeyine

kadar ilerleyerek tüm tabakaları etkilemesine neden olur. Tasman olayı kaçınılmaz olmakla birlikte kontrollü gerçekleştirilmesi durumunda dahi yer yüzeyindeki yerleşim yerleri ve yapılar açısından oldukça kritiktir. Tasmanın etkisi, zamana, üretim açıklığının derinliğine, damar kalınlığına ve örtü tabakası mukavemetine bağlıdır. Tasman aynı zamanda yeraltı su akışını etkileyebilme riskine sahiptir. Şekil 3'te örnek bir tasman oluşumu şematik olarak sunulmuştur.



Şekil 3 Tasman oluşumunun şematik gösterimi (Haycocks vd. 1982)

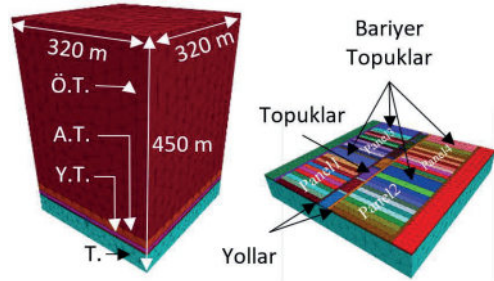
Üretim panellerini ayıran kömür topuğu yol boyunca uzanan şerit topuk düzeniyle azami güvenliği sağlayabilmektedir. Topuk gövdesinde bırakılan kömür üretim kaybına neden olduğundan geri kazanımı artırmak adına çok sayıda kare veya dikdörtgen topuğun bir dizi halinde çalıştığı destek sistemleri avantaj sağlamaktadır. Topuk tasarımı ilk bilimsel yaklaşım 20. yy. başlarında Bunting tarafından farklı boyutlardaki küp örnekler üzerinde gerçekleştirilen deneylere dayanıyor olsa da sonrasında pek çok araştırmacı, laboratuvar deneyleri ve saha ölçekli çalışmalara dayanarak topuk yüklemesini tahmin eden eşitlikler önermiştir (Jawed vd. 2013). Çoklu kare veya dikdörtgen topuk düzeninde “eş yüklü alanlar yaklaşımı” topuk üzerindeki yüklemeyi tahmin etmek amacıyla yaygın olarak kullanılsa da bu yöntemin en temel zayıflığı düzenli gerilim dağılımı kabulüne dayanmasıdır. Bir diğer topuk türü, üretim ilerleme yönünde, paneller arasında güvenlik amacıyla bırakılan bariyer topuktur

Panel ve topuk boyutlandırması ampirik yaklaşımlarla varsayımlara dayalı olarak yapılabilmeyle birlikte (Mark & Gauna 2021) gerilim ve gerinim çözümlemelerine dayalı sayısal modeller güvenirliği artırmaktadır. Sürekli ve süresiz ortamlar temelli simülasyon çalışmaları tabaka hareketleri, topuk performansı, yol

duraylılığı ve tahkimat tasarımında kullanılmaktadır. Literatürde, taban-tavan yol duraylılığı (Sasaoka vd. 2020), topuk duraylılığı (Singh vd. nd) ve göçebilirliğin (Singh & Singh 2020) iki veya üç boyutlu sayısal modellerle incelendiği çok sayıda çalışma bulunmaktadır.

3 TİPİK BİR ÇOKLU PANEL ÜRETİMİNİN SAYISAL MODELLEMESİ

Bu çalışma, tipik bir uzunayak madeninde dört adet panelin üretilmesi sırasında panelleri ayıran topuklarda gelişen gerilim yoğunlaşmalarını üç boyutlu sayısal modelleme yöntemiyle incelemektedir. Farklı topuk geometrisi ve arazi yükleme koşullarının topuk performansına etkileri çalışılmıştır. Kömür ihtiva eden jeolojik formların tabakalı yapısı dikkate alınarak süreksiz ortamlar, “ayrık elemanlar yöntemi” temelli bir kod olan Itasca 3DEC ile modellenmiştir. Şekil 4’te model geometrisi, tabaka yapısı, üretim kademeleri ve topuk tasarımları sunulmuştur. Model boyutları 320 x 320 x 450 m olup beş adet tabaka oluşturulmuştur. Sırasıyla, en altta “taban tabakası (T.)” üstünde 4 m kalınlığında kömür damarı, 10 m kalınlığında “yalancı tavan (Y.T.)”, 20 m kalınlığında “ana tavan (A.T.)” ve 370 m kalınlığında “örtü tabakası (Ö.T.)” olmak üzere 400 m derinlikteki bir kömür damarında üretim simüle edilmiştir. Panel genişliği 110 m, uzunluğu 125 m ve yol genişlikleri 5 m’dir. Panelleri ayıran topuklar 20x20 m, 20x30 m ve 20 x40 m olmak üzere üç farklı boyutta incelenmiştir.



Şekil 4 Sayısal model geometrisi

Tabakaların kaya kütle özellikleri, uzunayak yönteminin saha ve laboratuvar araştırmaları kapsamında incelendiği, literatürde yer alan temsili bir çalışmadan (Singh & Singh 2010) elde edilmiştir. Tabakalar arası kontak özellikleri için temsili değerler atanmıştır. Sayısal modellerde kullanılan malzeme özellikleri Çizelge 1’de sunulmuştur. Tabakalar kendi içerisinde sürekli ortam olarak değerlendirilmiş ve Mohr-

Coulomb elastik-ideal plastik malzeme modeli tanımlanmıştır. Tabakalar arası kontak yüzeylerinde ise Mohr-Coulomb kayma modeli kullanılmıştır. Tabakalar deforme olabilen bloklardan oluşturulmuş ve hesaplamada kullanılan dört yüzüzlü hacimsel elemanlar ile doldurulmuştur. Eleman boyutları topuklarda ve yalancı tavana sıkıştırılmıştır. Arazi gerilimleri $k=0,5$, $k=1$ ve $k=1,5$ olmak üzere üç farklı durum için çalışılmıştır.

Çizelge 1 Sayısal model girdi parametreleri (Singh & Singh 2010)

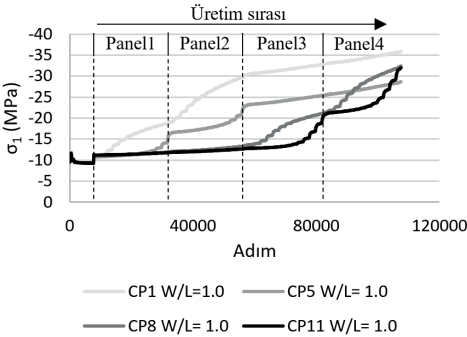
Sürekli Ortamlar					
Mekanik Özellik	Ö.T.	A.T.	Y.T.	Kömür	T.
Yoğunluk (kg/m ³)	2200	2000	2100	1400	2300
Elastik Modül (GPa)	6,5	5,7	6,7	2,0	5,7
Poisson Oranı	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25
Kohezyon (MPa)	2,5	2,1	2,4	1,2	2,1
İçsel Sürtünme Açısı (°)	40	40	40	25	40
Çekme Dayanımı (MPa)	1,0	0,8	1,0	0,5	0,8
Süreksizlikler					
	k _n (GPa/m)	k _s (GPa/m)	c (MPa)	φ (°)	
Tabaka kontakları	100	10	1	30	
*					
Ö.T. = Örtü Tabakası					
A.T. = Ana Tavan					
Y.T. = Yalancı Tavan					
T. = Taban					
k _n = Normal katılık					
k _s = Makaslama katılığı					
c = Kohezyon					
φ = İçsel sürtünme açısı					

Dört adet panel içerisinde üretim 10’ar metre kademeler halinde ilerletilmiştir. Model öncelikle herhangi bir kazının yapılmadığı durumda elastik malzeme özellikleriyle çalıştırılmıştır. Plastik malzeme özellikleri tanımlanmış ve yollar açılmıştır. Sonraki adımlar panellerden üretimin kademeler halinde canlandırılmasını kapsamaktadır. Önce sol ön panelde 10’ar metre kademelerle üretim sürdürülmüştür. Bu panel tamamlandığında, sağdaki komşu panelde benzer üretim kademeleri işletilmiştir. Daha sonra ön paneller ile arka paneller arasında 30 m kalınlık ve panel genişliğince birer bariyer topuk bırakılmış ve

önce sol sonra sağ arkadaki paneller aynı üretim düzenine göre ilerletilmiştir. Her çözüm basamağının topuklar üzerindeki en yüksek asal gerilmeler cinsinden etkisini takip edebilmek maksadıyla topukların orta noktalarına birer izleme noktası tanımlanmıştır. 3DEC ile hesaplama zamanı bazı iteratif çözümleme yapılabildiğinden kazı düzeni içerisinde topuklarda gerilim yoğunlaşmalarının gelişimi gözlenebilmiştir. Üç boyutlu model üzerinde topuklar ve diğer kritik hatlarda kesit alınarak eş gerilim eğrileri izlenebilmiştir.

4 TOPUK GERİLİMLERİNİN SAYISAL MODELLEMESİ

Panellerdeki ilerlemeye bağlı olarak kömür topuklarında gelişen gerilimler her hesaplama adımında takip edilmiştir. Model geometrisi içerisinde 20 x 20 m kare düzende toplam 13 adet topuk oluşmaktadır. Temsili dört adedi seçilerek orta noktalarındaki en yüksek asal gerilmelerin hesaplama adımına karşı grafiği Şekil 5'te sunulmuştur. Modeller, tüm kazı aşamalarında kuvvet dengesinin sağlanması gözetilerek toplam 105500 adımda hesaplanmıştır. İtasca 3DEC klasik mekanik işaret gösterimleri kullandığından grafiklerde sıkışmalar eksi işaretlerle gösterilmiştir.

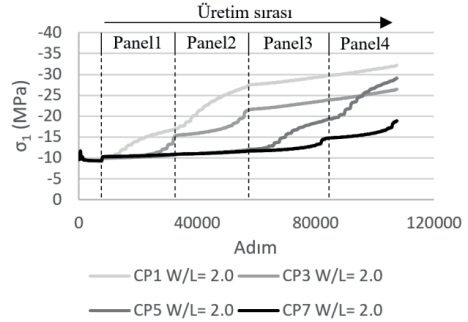


Şekil 5 k = 1 durumunda 20 x 20 m kare topuklar üzerinde üretime bağlı gelişen maksimum asal gerilmeler

Topuklar, panel girişinde bir numara ve ilerleme yönünde artan sayıyla kodlanmış olup bir, beş, sekiz ve on bir numaralı topukların üretime bağlı gerilim eğrileri görülmektedir. Buna göre, 400 m derinlikte bir işletmede yanal ve dikey arazi gerilimlerinin eşit olduğu k=1,0 durumu için yalnızca bir numaralı panelde üretim tamamlandığında bir numaralı topukta en büyük asal gerilimler yaklaşık 2 katına çıkmış olup beş numaralı topukta ise yaklaşık 1,5 katına çıkmıştır. İki numaralı komşu panelin üretilmesiyle birlikte ön panellerde üretim tamamlandığında bir

numaralı topukta en büyük asal gerilimler yaklaşık 3 kat artmıştır. Beş numaralı topukta ise artışın yaklaşık 2,4 kat seviyesinde olduğu gözlenmiştir. Ön panellerdeki üretimin arka panel topuklarına kayda değer bir etkisinin olmadığı gözlenmiştir. Panellerin tümünde üretim tamamlandığında üretim öncesine kıyasla 3,7 kat gerilim yoğunlaşması görülmektedir. Bu oran beş numaralı topukta 3 kat, sekiz numaralı topukta 3,4 kat ve on bir numaralı topukta ise yaklaşık 3,3 kat olarak gözlenmiştir. Bu noktada, bir ve beş numaralı topukların ön sıradaki paneller arasında, dokuz ve on üç numaralı topukların ise arka sıradaki paneller arasında yer aldığı hatırlatılmalıdır. Grafikte görülmese de altı numaralı topukta yoğunlaşmanın 2,4 kat seviyesinde kaldığı görülmüştür. On üç numaralı topukta ise bu oran 1,7 kat seviyesindedir. Bunun sebebi altı numaralı topuğun ön ve arka panelleri ayıran bariyer topuk bölgesinde kalması, on üç numaralı topuğun ise arka panellerin devamında konumlanan bariyer topuk bölgesinde kalmasıdır. Buradan, bariyer topuk uygulamasının kare topuklar üzerindeki gerilimi azaltması bakımından işlevsel olduğu sonucu çıkarılabilir.

Bir sonraki adımda, model gövdesinde 20 x 40 m boyutlarında dikdörtgen düzende toplam 7 adet topuk oluşturulmuştur. Temsili dört adedi seçilerek orta noktalarındaki maksimum asal gerilmelerin hesaplama adımına karşı grafiği Şekil 6'da sunulmuştur.

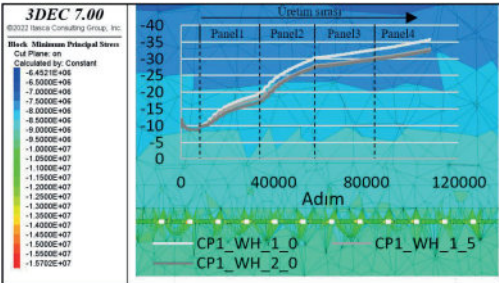


Şekil 6 k = 1 durumunda 20 x 40 m dikdörtgen topuklar üzerinde üretime bağlı gelişen maksimum asal gerilmeler

Bu durumda, yalnızca bir numaralı panelde üretim tamamlandığında bir numaralı topukta en büyük asal gerilmeler yaklaşık 1,6 katına çıkmış olup üç numaralı topukta ise yaklaşık 1,5 katına çıkmıştır. İki numaralı komşu panelin üretilmesiyle birlikte ön panellerdeki üretim sonlandığında bir numaralı topuk üzerinde üretim öncesi duruma göre 2,7 kat gerilim yoğunlaşması görülmektedir. Yine ön panellerin arasında fakat panel sonuna yakın olan

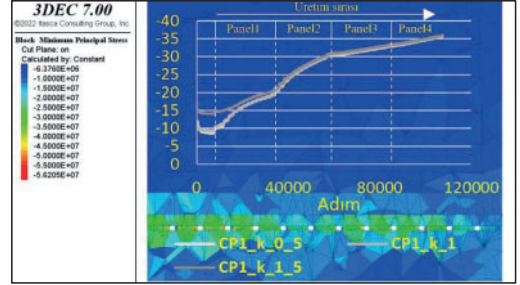
üç numaralı topukta ise en yüksek asal gerilmeler yaklaşık 2,2 katına çıkmıştır. Önceki modele benzer şekilde, ön panellerdeki üretimin arka panel topuklarına önemli seviyede bir etkisinin olmadığı gözlenmiştir. Tüm panellerde üretim tamamlandığında bir numaralı topuktaki en yüksek asal gerilmelerin üretim öncesine göre 3,4 katına, üç numaralı topukta 2,8 katına beş numaralı topukta 3 katına, en sondaki yedi numaralı topukta ise 2 katına çıktığı gözlenmiştir. Dikdörtgen topuklar üzerinde kare topuklara kıyasla yükün dağılacığı alan arttığından gerilim yoğunlaşmaları beklentiye uygun olarak düşmektedir fakat kare topuklara göre daha fazla kömür kaybedilmektedir.

Parametrik çözümlerlerde farklı arazi yükleme koşulları ve topuk geometrilerinin topuklar üzerinde gerilim yoğunlaşmasına etkileri incelenmiştir. Şekil 7'de üretimin ilk safhasında topuklar üzerinden alınan bir kesit hattında en yüksek asal gerilmelerin dağılımı ve farklı boyutta topuk tasarımı kullanıldığında, bir numaralı topuk üzerindeki en yüksek asal gerilmelerin üretimle birlikte gelişim grafiği görülmektedir. Buna göre, 20 x 20 m kare topuk düzeninde, yani eksenlerin boyut oranı 1 olduğu durumda topuk geriliminin en yüksek değere ulaştığı görülmektedir. Dikdörtgen topuklarda, uzun eksenin uzunluğu arttıkça daha az gerilim oluşmakta ve topuk yenilmesi riski azalmaktadır.



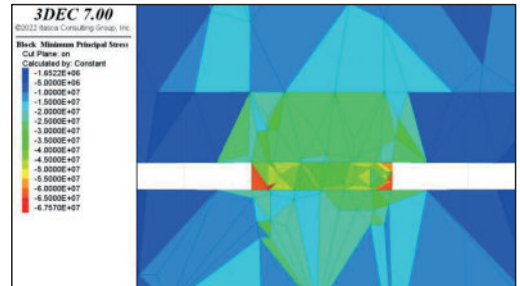
Şekil 7 k=1 durumunda farklı topuk geometrileri için en yüksek asal gerilim dağılımı

Şekil 8'de tüm panellerde üretim tamamlandığında topuklar üzerinden geçen aynı kesit hattında en yüksek asal gerilmelerin dağılımı ve farklı arazi yüklemeleri altında bir numaralı topuk üzerindeki en yüksek asal gerilmelerin üretimle birlikte gelişim grafiği görülmektedir. Yatay arazi gerilimlerinin yüksek olması durumunda ilk panel üretimi sırasında bir numaralı topukta daha fazla gerilim oluştuğu, diğer panellerde kazının devam etmesiyle birlikte yatay arazi gerilmelerine bağlı farkın büyük oranda ortadan kalktığı tespit edilmiştir.



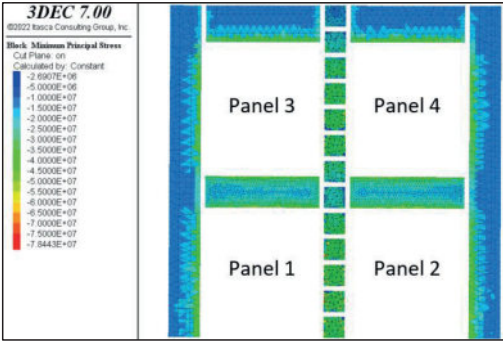
Şekil 8 Kare topuk düzeninde farklı arazi yükleme durumları için en yüksek asal gerilim dağılımı

Şekil 9'da k=1 durumunda dört numaralı kare topukta, kazı yönüne dik kesitte topuk üzerindeki gerilim dağılımları görülmektedir. Buna göre, gerilmelerin merkezden kazı sınırına yaklaştıkça arttığı, bunun nedeninin yalnızca tavandaki sarkmanın topuğa uyguladığı dayanak noktası yüklemeleri olduğu, merkeze kıyasla serbest yüzeylere yakın bu bölgelerde gerilmelerin 3 kata kadar artabildiği ve sert kömür topuklarında topuk patlamasına neden olabileceği öngörülebilir.



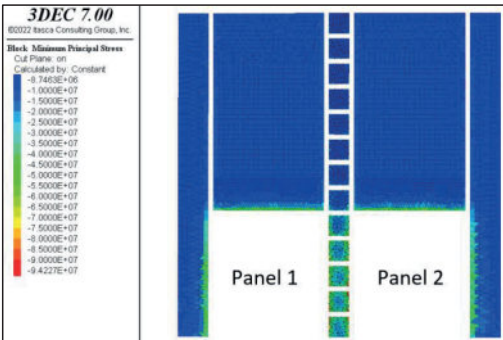
Şekil 9 k=1 durumunda dört numaralı kare topukta, kazı yönüne dik kesitte topuk üzerinde gerilim dağılımları

Üretimin tamamlandığı durum için topuklar ve yolları çevreleyen kaya kütlelerinde gelişen gerilim yoğunlaşmaları Şekil 10'da sunulmuştur. Görseldeki kesit üretim seviyesinin orta kotundan alınmış ve kaya kütlelerindeki gerilim dağılımlarının gözlenebilmesi amacıyla göçük malzemesi filtrelenmiştir. Daha önce Şekil 2'de sunulan ve teorik olarak tek panel üretimi sonunda gelişmesi beklenen gerilim yoğunlaşmalarını temsil eden görselle örtüşür şekilde taban-tavan yollarındaki serbest yüzeylerin yakın çevresinde ve arın gerisinde gerilmelerin dikkate değer oranda arttığı, yoğunlaşmanın 3,5 kata varan seviyede gözlemlendiği kaydedilmiştir. Kare topukların tek eksenli yükleme koşulları altında çalışıyor olması ve yoğunlaşmaların seviyesi dikkate alındığında topuk geri kazanım potansiyelinin düştüğü öngörülebilir.



Şekil 10 Uzunayak üretiminde panel çevresindeki gerilim dağılımı (k=1 ve kare topuk düzeninde)

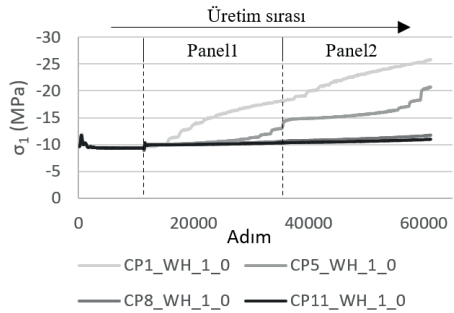
Sayısal çözümlemelerde gerilim dağılımı ve yenilme sonrası deformasyonların malzeme modeliyle doğrudan ilişkili olduğu bilinmektedir. Literatürde yer alan sürekli ortam temelli sayısal çalışmalarda, gerinim yumuşama modeliyle incelenen uzunayak göçük gelişiminin elastik ve elastik-ideal plastik modellere kıyasla daha gerçekçi sonuçlar verdiği görülmüştür (Vakili vd. 2010). Bu çalışmada, süresiz ortam temelli sayısal çözümlemelerde malzeme modelinin topuklardaki gerilim dağılımı üzerindeki etkilerini incelemek amacıyla Mohr-Coulomb gerinim yumuşama modelinin kullanıldığı ek çözümlemeler yapılmıştır. Yenilme sonrası artık malzeme özellikleri, doruk dayanım parametrelerinin üçte birine düşürülmüş ve ilk iki paneldeki üretim canlandırılmıştır (Şekil 11). İdeal plastik malzeme modelinde ortaya çıkan topuk yükleme durumuna kıyasla (Şekil 10) topuk serbest yüzeylerinde gelişen yüksek gerilmelerin topuklarda dinamik duraysızlık olaylarına işaret ettiği söylenebilir.



Şekil 11 Gerinim yumuşama modeli kullanıldığında uzunayak üretiminde panel çevresinde oluşan gerilim dağılımı (k=1 ve kare topuk düzeninde)

Şekil 12, gerinim yumuşama modeli kullanıldığında kare topuk düzeninde, ilk iki

panelin üretilmesini takiben bir, beş, sekiz ve on bir numaralı topukların orta noktalarındaki gerilimlerin gelişimini göstermektedir. Buna göre, ideal plastik modelde topuk kesitinde gözlenen düzenli gerilim dağılımına kıyasla gerinim yumuşama modelinde topuk ve yollarda serbest yüzeylere yakın bölgelerde gerilmelerin arttığı görülmüştür. Topuk merkezinde ise yoğunlaşmaların daha düşük olduğu gözlenmiştir. İdeal plastik modele kıyasla, uzunayağın ilerlemesiyle birlikte gelişen tavan göçmesinin yollar ve topuklardaki dayanak noktalarında oluşturduğu yüklemelerin gerinim yumuşama modeliyle hesaplanmasının daha uygun olduğu sonucuna varılmıştır.



Şekil 12 Gerinim yumuşama modeliyle çözümlenen uzunayak üretiminde topuklardaki gerilim dağılımı (k=1 ve kare topuk düzeninde)

5 SONUÇLAR

Sayısal model sonuçları, geniş kömür damarında çok sayıda panelde yapılan üretim amaçlı kazı faaliyetlerinin panelleri ayıran topuklar üzerinde, üretim öncesine kıyasla yaklaşık 4 kata yakın gerilim yoğunlaşmasına neden olabileceğini göstermiştir. En kritik topuklar panel girişlerindedir. Üretimle birlikte artan gerilimler topuk yenilmesine neden olabileceği gibi aşırı gerilim sebebiyle dinamik bir yenilme türü olan topuk patlamasını tetikleyebilir. Dikdörtgen topuk düzenine geçilmesinin gerilimi düşürme yönünde etkili olduğu, genişleyen topuk alanı nedeniyle kömür kaybının arttığı fakat dinamik yenilmeleri engellemesi bakımından kullanışlı olduğu söylenebilir. Yatay arazi yüklemelerinin örtü yüküne kıyasla yüksek olması durumunda ise panel girişine yakın topuk üzerindeki gerilim yoğunlaşmalarının eşit arazi yükleri durumuna kıyasla dikkate değer oranda farklı olmadığı tespit edilmiştir. Topuk üzerinde gerilim dağılımının merkezden dışarı yönde artış gösterdiği, sert kömür

gibi gevrek yapıdaki kaya türünde topuk patlamalarına neden olabileceği görülmüştür. Bu noktada, sayısal çözümlemede kullanılan malzeme modeli seçiminin önemli olduğu, özellikle dayanak basıncının gerinim gevşeme modeliyle canlandırılmasının daha iyi sonuç verdiği tespit edilmiştir. Son olarak, yer altı kömür madenciliğinde üretim hızı, miktarı ve maliyeti konusunda sunduğu avantajlarla uzun ayak yönteminin sürdürülebilir uygulaması panel planı, topuk boyutları ve jeomekanik verilerin dikkate alınmasıyla mümkün olduğu söylenebilir.

KAYNAKLAR

- Barczak, T.M., 1992. Examination of Design and Operation Practices for Longwall Shields. U.S. Department of The Interior, Bureau of Mines, Information Circular/1992.
- Crouch, S. L. and Fairhurst, C., 1973. "The Mechanics of Coal Mine Bumps," USBM, Contract No. H0101778.
- Energy Information Administration (EIA), 1995. Longwall Mining. U.S. Department of Energy, Office of Coal, Nuclear, Electric and Alternate Fuels. Washington, DC: U.S. Department of Energy.
- Haycocks, C., Karmis, M. and Ehgartner, B. (1982) Multiple Seam Mine Design. Paper in State-of-the-Art of Ground Control in Longwall Mining and Mine Subsidence, SME, AIME, pp. 59 - 65.
- International Energy Agency, 2022. Coal-Fired Power. Coal: <https://www.iea.org/reports/coal-fired-power>
- Itasca Consulting Group, Inc. (2020) 3DEC — Three-Dimensional Distinct Element Code, Ver. 7.0.
- Jawed, M., Sinha, R.K. and Sengupta, S., 2013. Chronological development in coal pillar design for bord and pillar workings: A critical appraisal.
- Mark, C., & Gauna, M., 2021. Pillar design and coal burst experience in Utah Book Cliffs longwall operations. International journal of mining science and technology, 31, 33-41.
- Sasaoka, T., Mao, P., Shimada, H., Hamanaka, A. and Oya, J., 2020. Numerical Analysis of Longwall Gate-Entry Stability under Weak Geological Condition: A Case Study of an Indonesian Coal Mine. Energies, 13(18), 4710. MDPI AG. Retrieved from <http://dx.doi.org/10.3390/en13184710>
- Singh, G.S. and Singh, U.K., 2010. Prediction of caving behavior of strata and optimum rating of hydraulic powered support for longwall workings. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 47, 1-16.
- Singh, R., Pathan, A. G., & Ünver, B., nd. Design of Rib Pillars in Longwall Mining Based on Theoretical and Practical Approaches., 23-38.
- Vakili, A., Albrecht J. and Gibson W., 2010. Mine-Scale Numerical Modelling of Longwall Operations. Underground Coal Operators' Conference, 115-124
- Wagner, H., 1980. Pillar Design in Coal Mines. Journal of South African Institute of Mining and Metallurgy, 37-45.
- Yavuz, H., 2002. Uzunayak Madenciliğinde Duraylı Topuk Tasarımı. Türkiye 13. Kömür Kongresi Bildiriler Kitabı, 285-295.

Bir yeraltı kurşun-çinko-bakır ocağında RMR kaya kütle sınıflama sistemi kullanılarak mevcut tahkimatın incelenmesi

An investigation of existing support using RMR rock mass classification system in a lead-zinc-copper underground mine

A. Ceylanoğlu, B. Erdem & B. Şengün

Sivas Cumhuriyet Üniversitesi Mühendislik Fakültesi, 58140 Sivas

ÖZET: Bu çalışmada, bir yeraltı kurşun-çinko-bakır ocağında yan kayaç içinde sürülen ana nakliyat galerisindeki kaya birimlerinin sağlamlığı, tahkimatsız olarak durabilirliği ve mevcut tahkimatın değerlendirilmesine yönelik yerinde ölçüm, gözlem ve incelemeler yapılmıştır. Arazi çalışmaları sırasında mevcut tahkimat türleri incelenmiş, kaya kütle sınıflama sistemine (RMR) yönelik veriler ve kaya birimlerinden parça numuneler alınmıştır. Öncelikle kütle ve malzeme özellikleri kullanılarak RMR kaya sınıflama sistemine göre çalışılan noktalar değerlendirilmiştir. Ocakta uygulanmakta olan tahkimatın, RMR sisteminin tahkimat önerisi ile uyumlu olduğu görülmüştür. RMR'ye göre hesaplanan kaya yükü yüksekliği ile kaya biriminin birim ağırlığı ve galeri açıklığı kullanılarak tahkimata etki eden düşey gerilme 0.04 MPa bulunmuştur. Uygulanmakta olan tahkimatın yeterli olduğu görülmüştür. Ayrıca, galeri boyunca püskürtme betonda herhangi bir çatlak ya da deformasyon belirtisi görülmemiştir. Yeraltı ocağı galeri şebekesinin yeni açılması planlanan tüm galerilerinin de kaya kalitesinin düştüğü ve kazı açıklığının arttığı yerlerde ek tahkimat önerilmiştir.

ABSTRACT: In this study, in-situ measurements, observations and investigations were carried out to evaluate the strength, durability of the rock units without support and the existing support of the main transportation gallery driven in the bedrock in an underground lead-zinc-copper mine. During the field studies, existing support types were examined, data on the rock mass classification system (RMR) were obtained and lump samples of the rock units were collected. First of all, using the mass and material properties, the studied points were evaluated according to the RMR rock classification system. It was seen that the support applied in the mine matched with the support suggestion of the RMR system. The vertical stress acting on the support was found out 0.04 MPa by using the rock load height calculated according to the RMR, the unit weight of the rock and the span of the gallery. The existing support was found to be adequate. Furthermore, no cracks or signs of deformation were found in the shotcrete along the gallery. In all the galleries of the underground gallery network that are planned to be opened, additional supports were suggested in places where the rock quality decreases and the excavation span increases.

1 GİRİŞ

Kaya kütle sınıflama sistemleri yeraltı ocaklarında tahkimat tasarımı ve mevcut tahkimatın değerlendirilmesi çalışmalarında da dikkate alınmaktadır. Özellikle yeraltı ocaklarından alınan verilere dayanarak geliştirilen RMR sistemi, tünel ve yeraltı ocaklarındaki hazırılık ve üretim galeri tahkimatının ön tasarım, tasarım ve uygulamaların değerlendirilmesinde mühendisler tarafından yaygın biçimde kullanılmaktadır.

Bu çalışmada, bir yeraltı kurşun-çinko-bakır ocağında yankayaç içinde sürülen ana nakliyat galerisindeki kaya birimlerinin sağlamlığı, tahkimatsız olarak durabilirliği ve mevcut tahkimat RMR sistemi kullanılarak değerlendirilmiştir.

2 KAYA MEKANİĞİ YERİNDE VE LABORATUVAR DENEYLERİ

2.1 Çalışılan yeraltı ocağının tanıtımı

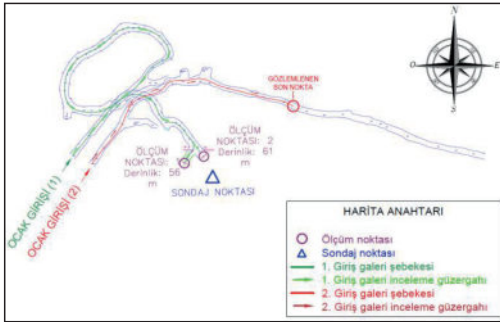
Çalışılan yeraltı kurşun-çinko-bakır ocağı Trabzon ili Yomra ilçesi sınırları içerisinde bulunmaktadır.

Yılmaz (1988) "Trabzon-Yomra-Kayabaşı (Kanköy) ve Kömürcü Köyleri Yöresindeki Pontid Tipi Masif Sülfür Yatağının (Cu-Zn-Pb-Au-Ag-Pirit) Maden Jeolojisi" başlıklı araştırma raporunda inceleme alanının en yaşlı biriminin "Bazalt Lav ve Piroklastları" olduğu ve bu birimin eski araştırmacılar tarafından "Alt Bazik Seri" olarak isimlendirilmiş olduğuna işaret edilmiştir. Pontid tipi masif sülfür cevherleşmelerinin ana kayacı olan "Dasit Lav ve Piroklastları", bazalt lav ve piroklastları

üzerine uyumlu olarak gelmektedir. Yılmaz'a (1988) göre eski araştırmacılar tarafından "cevherli dasit" olarak isimlendirilen bu birimde, silisleşme, killeşme, piritleşme, limonitleşme, nadiren de hematitleşme izlenmektedir. Cevherleşme dasit lav ve piroklastlarının tavanında yer almıştır. Masif cevher üstte, ağsal damarcıklı cevher onun altında olup bazen yalnız ağsal damarcıklı cevher izlenmektedir.

2.2 Arazi çalışmaları

Yeraltı bakır-kurşun-çinko ocağında gözlem, inceleme ve ölçümler, galeri ağzından girilerek ve yine aynı ana nakliye galerisinden çıkılarak toplam 600 m'lik bir güzergâh üzerindeki iki değişik noktada yapılmıştır (Şekil 1). 1. ölçüm noktasındaki galeri at nalı şeklinde olup boyutları 4.50 m (genişlik) × 4.00 m (yükseklik) olarak ölçülmüştür. 2. ölçüm noktasındaki galeri de at nalı şeklinde olup boyutları 5.00 m (genişlik) × 4.50 m (yükseklik) olarak ölçülmüştür (Ceylanoğlu ve Erdem, 2018a).



Şekil 1. İnceleme güzergâhındaki ölçüm noktaları

Ölçüm noktalarında süreksizliklerin özellikleri ayrıntılı biçimde belirlenmiş ve yerinde Schmidt sertliği deneyleri yapılmıştır (Şekil 2). Ayrıca ölçüm noktalarına en yakın sondajın 12 m'lik bölümü üç sandık halinde laboratuvara getirilmiş ve bu karotlar kullanılarak karot yüzdesi ve kaya kalitesi belirteci (RQD) değerleri belirlenmiştir.

Schmidt sertliği deneyleri, tabantaşında (Dasidik tüf) dört ayrı lokasyonda (1R & 1L; 2R & 2L), en az 20 adet örnekleme üzerinden yerinde yapılmıştır (Şekil 3). Ayrıca, püskürtme beton için de ölçüm noktalarına yakın değişik yerlerde Schmidt sertliği deneyleri yapılmıştır. Yerinde Schmidt sertliği deney sonuçları Çizelge 1'de sunulmuştur.



Şekil 2. Tabantaşı (1L) gözlem ve ölçüm noktası



Şekil 3. Yerinde Schmidt sertliği belirleme deneyi

Çizelge 1. Yerinde Schmidt sertliği deney sonuçları

Deney lokasyonu	Kaya birimi	Schmidt sertliği
1. ölçüm noktası	Dasidik tüf Tabantaşı (1R/1L)	33.75±5.07 (28 – 46)*
2. ölçüm noktası	Dasidik tüf Tabantaşı (2R/2L)	37.67±6.85 (28 – 43)*
3. ölçüm noktası	Püskürtme beton	33.75±3.77 (28 – 38)*

* Minimum ve maksimum değerler parantez içinde verilmiştir.

2.3 Laboratuvar çalışmaları

Çalışılan kaya birimlerinin bazı önemli fiziksel ve mekanik özelliklerini belirlemek için Sivas Cumhuriyet Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü Kaya Mekaniği Laboratuvarı'nda yoğunluk, nem oranı ve nokta yükü dayanımı deneyleri ISRM (1981) önerilmiş yöntemlerine uygun olarak gerçekleştirilmiştir.

Deneylerden elde edilen veriler değerlendirilmiş, (Ceylanoğlu ve Erdem, 2018b) ve deney sonuçları toplu halde Çizelge 2'de verilmiştir.

Çizelge 2. Kaya mekaniği laboratuvar deney sonuçları.

Özellikler	Ortalama
Doğal Yoğunluk (g/cm ³) (Tabantaşı, 1R/1L)	2.74±0.09 (2.67 - 2.87)*
Doğal Yoğunluk (g/cm ³) (Tabantaşı, 2R/2L)	2.88±0.08 (2.78 - 2.94)*
Mineral Tane Yoğunluğu (g/cm ³) (Tabantaşı, 1R/1L)	2.83±0.03 (2.80 - 2.86)*
Mineral Tane Yoğunluğu (g/cm ³) (Tabantaşı, 2R/2L)	2.92±0.03 (2.90 - 2.95)*
Nokta Yüğü Dayanımı, Is ₍₅₀₎ (MPa) (Tabantaşı, 1R/1L)	2.81±0.82 (1.93 - 4.22)*
Nokta Yüğü Dayanımı, Is ₍₅₀₎ (MPa) (Tabantaşı, 2R/2L)	4.53±0.86 (3.32 - 6.08)*
Tek Eksenli Basınç Dayanımı (MPa) (Tabantaşı, 1R/1L)	61.74±17.95 (42.35 - 92.92)*
Tek Eksenli Basınç Dayanımı (MPa) (Tabantaşı, 2R/2L)	99.70±18.94 (73.00 - 133.65)*

* Minimum ve maksimum değerler parantez içinde verilmiştir.

Kaya biriminin sağlam karot yüzdesi ve kaya kalitesi belirteci (RQD), ölçüm noktalarına en yakın sondajdan alınan toplam 12 m uzunluğundaki karotların değerlendirilmesi sonucunda belirlenmiştir (Çizelge 3).

Çizelge 3. Kaya biriminin sağlam karot yüzdesi ve kaya kalitesi belirteci (RQD)

Sağlam karot yüzdesi (%)	94.58±3.88 (87.00 - 100.00)*
Kaya kalitesi belirteci (%)	83.92±6.95 (65.00 - 91.00)*

* Minimum ve maksimum değerler parantez içinde verilmiştir.

3 KAYA BİRİMİNİN SINIFLANDIRILMASI VE DEĞERLENDİRİLMESİ

3.1 Çalışılan kaya biriminin malzeme sınıflamalarına göre sınıflandırılması

Bilindiği gibi literatürde Schmidt sertliği, tek eksenli basınç dayanımı ve RQD yaygın bir şekilde kullanılan sınıflamalardır. Çalışılan kaya birimi, yerinde ve laboratuvarında yapılan deneylerden elde edilen malzeme özellikleri kullanılarak, yukarıdaki kaya malzeme sınıflamalarına göre sınıflandırılmıştır. Kaya biriminin kaya kalitesi belirtecine göre sınıflandırılmasında Deere ve Miller (1966) sınıflamasından yararlanılmıştır. Buna göre kaya biriminin kalitesinin iyi sınıfta yer aldığı görülmüştür. Kaya biriminin Schmidt sertliğine göre sınıflandırılmasında ISRM (1978) sınıflamasından yararlanılmıştır. L-tipi Schmidt çekici ile bulunan

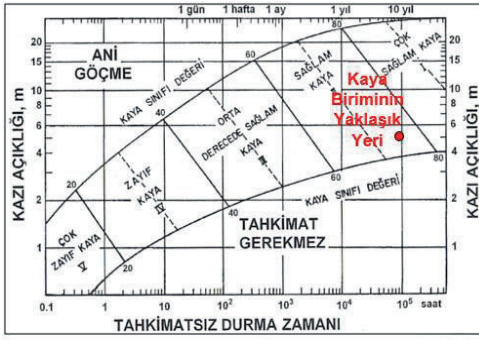
sertlik değeri ISRM'ye (1981) göre değerlendirilmiş ve kaya birimleri, "az sert" sınıfında yer almıştır. Kaya biriminin tek eksenli basınç dayanımına (TEBD) göre sınıflandırılmasında ISRM (1981) sınıflamasından yararlanılmıştır. Kaya birimi tek eksenli basınç dayanımı ISRM (1981) sınıflamasına göre "orta dayanımlı" olduğu görülmüştür.

3.2 Jeomekanik Sınıflama Sistemine (RMR) göre değerlendirme

Tabantaşının ölçüm yapılan iki noktasında da yapısal özelliklerin birbirine oldukça yakın olması nedeniyle yalnızca 1 No'lu (1R-1L) ölçüm noktasında süreksizliklerin özellikleri ayrıntılı biçimde belirlenmiştir. Diğer ölçüm noktasında yapılan Schmidt çekici deney sonuçlarından da anlaşılabacağı gibi, ocak içindeki kaya biriminin malzeme özellikleri de birbirine yakındır. Tüm ölçüm noktalarında ve civarında su sızması ya da birikmesi görülmemiştir. Ancak püskürtme beton uygulanmış bazı galeri yan duvarlarında yer yer nemlenmeler görülmüştür.

Bieniawski (1989) tarafından geliştirilen Jeomekanik Kaya Kütle Sınıflama Sistemi ya da Kaya Kütle Değerlendirme Sistemi'nde, temel RMR değerinin belirlenmesinde kayanın dayanımı (nokta yüğü dayanım indisi veya tek eksenli basınç dayanımı), RQD, süreksizlik aralığı, süreksizliklerin durumu ve yeraltı suyu durumu olmak üzere toplam 5 parametrenin değeri kullanılmaktadır. RMR sistemini uygulamak için araştırma yapılan ocaktaki kaya kütle yapısal bölgelere ayrılmakta olup bu yapısal bölgeler, içlerinde kaya yapısının (kaya malzemesi ve süreksizliklerin) aşağı yukarı aynı olduğu zonlardır. Arazi ve laboratuvar çalışmalarından elde edilen söz konusu parametrelerin değerleri kullanılarak RMR değeri 76 (iyi) olarak belirlenmiştir.

RMR sisteminde, kaya kütle sınıflarının ifade ettiği anlamlar ve anayolun boyutları dikkate alındığında, gerek anayollardaki gerek üretim hazırlık galerilerindeki kaya biriminin 8 m açıklığa kadar en az 6 ay boyunca tahkimatsız olarak durabileceği görülmüştür. Diğer yandan, RMR sisteminin kazı açıklığı-tahkimatsız durma zamanı abağı (Şekil 4) dikkate alındığında, söz konusu kaya biriminde 5 m açıklık için tahkimat gerekmez bölgesine yakın olmakla birlikte tahkimat gerektiği görülmektedir.



Şekil 4. RMR sisteminin tahkimata yönelik değerlendirme abacı

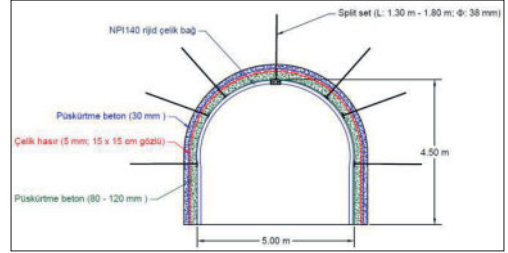
3.3 Mevcut tahkimatın değerlendirilmesi

Okak incelemesinde patlatma sonrasında hidrolik çekiç kullanılarak tavan, taban ve yan duvarlarda kavlak temizliği yapıldığı ve aşağıda maddeler halinde özetlenen tahkimat türlerinin (Şekil 5) uygulandığı görülmüştür.

- Galeriye 30 mm kalınlığında emniyet püskürtme betonu uygulanmaktadır. Püskürtme betonu özellikleri aşağıda verilmiştir.
 - Cimento: PÇ42.5 (450 kg/m³)
 - Agrega: Andezit-bazalt
 - 0 - 10 mm (kütlece 2/3 oranında)
 - 10 - 18 mm (kütlece 1/3 oranında)
 - Su: 192 kg/m³
 - Priz hızlandırıcı
- Emniyet püskürtme betonu üzerine tüm kesiti kaplayacak biçimde 2.15 × 5 m boyutlarında plakalardan oluşan çelik hasır (Φ = 5 mm, göz açıklığı: 15 × 15 cm) döşenmektedir.
- Çelik hasır üzerine, emniyet püskürtme betonu ile aynı özelliklerde 80 - 120 mm kalınlığında ikinci püskürtme beton tabakası uygulanarak, toplam beton kalınlığı 110 - 150 mm'ye çıkarılmaktadır.
- Galerinin bazı bölgelerinde (ezik zonlar, fay geçişleri, kavşaklar, dönüşler vb.) sürtünmeli tip kaya saplaması uygulanmaktadır. Saplamaların teknik özellikleri aşağıda verilmiştir.
 - Tür: Split-set
 - Çapı: 38 mm
 - Boy: 1.3 - 1.8 m
 - Delik çapı: 32 mm
 - Aralık: 2 × 2 m (gerektiğinde 1 × 1 m)
- Galerinin bazı bölgelerinde (ezik zonlar, fay geçişleri, kavşaklar, dönüşler vb.) rijit çelik bağ

uygulanmaktadır. Çelik bağın tipi ve aralığı aşağıda verilmiştir.

- Tipi: NPI 140
- Aralık: 1.0 - 1.5 m (gerektiğinde 0.2 - 0.3 m)



Şekil 5. Mevcut tahkimat.

RMR kaya kütleli sınıflama sistemine göre çalışılan kaya biriminin RMR değeri 76 olarak belirlenmiştir. İşletmede uygulanan patlatma koşulları incelenmiş ve özgül şarjın 1.41 - 1.51 kg(dinamit)/m³ ve gecikmeli ateşleme sistemi kullanılarak gecikme başına maksimum patlayıcı madde miktarının 12 - 15 kg arasında değiştiği belirlenmiştir. Bilindiği gibi patlatma yapıldığında RMR değerine 0.8 ile 1.0 arasında düzeltme faktörü uygulanmaktadır. Patlatma koşullarının uygun olması nedeniyle 0.95'lik düzeltme faktörü seçilmiştir. Patlatma kaynaklı düzeltme yapılarak RMR değeri 72'ye düşürülmüştür. Bu düzeltme kaya biriminin RMR sınıfını değiştirmemiş olup halen "sağlam kaya (61 < RMR < 80)" sınıfındadır. Bu sınıfta RMR sistemi Çizelge 4'te verilen tahkimat türünü önermektedir. Çizelge 4'ten de görüleceği gibi, işletmede uygulanmakta olan tahkimatın RMR sisteminin önerdiği tahkimat ile uyum içinde olduğu görülmüştür.

RMR sistemine göre söz konusu galeride kaya yükü yüksekliği (h_t), Ünal (1983) tarafından geliştirilen denklem kullanılarak 1.4 m bulunmuştur.

$$h_t = \left(\frac{100 - RMR}{100} \right) \cdot B \quad (1)$$

Burada:

- h_t : Kaya yükü yüksekliği, m
B : Kazı açıklığı, m

Yukarıdaki Eşitlik 1'de hesaplanan kaya yükü yüksekliği ile kaya biriminin birim ağırlığı (27.46 kN/m³) ve galeri açıklığı kullanılarak, tahkimata etki eden düşey gerilme 0.04 MPa hesaplanmıştır.

Bu durumda, uygulanan tahkimatın oldukça yeterli olduğu söylenebilir. Ayrıca, püskürtme betonda galeri boyunca herhangi bir çatlak ya da deformasyon belirtisi görülmemiştir.

Çizelge 4. Uygulanan tahkimatın Bieniawski kaya sınıflamasına göre değerlendirilmesi (Tünel kesiti: At nalı, Genişliği: 10 m, Düşey arazi gerilmesi: 25 MPa, Kazı şekli: Delme ve patlatma)

Kaya kütlelerinin tanımı, sınıfı ve RMR		Sağlam kaya, II RMR: 61-80
Kazı şekli		Tam ayna, 1-1.5 m ilerleme, tahkimatı aynadan 20 m içinde tamamlama
TAHKİMAT	Kaya cıvataları (20 mm çaplı tamamen betonlanmış)	Tavanda bölgesel kaya cıvatası, 3 m uzunlukta, 2.5 m aralıklı, gerektiğinde çelik hasırla birlikte
	Püskürtme beton	Tavanda gerekli yerlerde, 50 mm kalınlığında
	Çelik bağ	Gerekmez

Çalışılan yeraltı ocağı: Galeri kesiti: At nalı, Genişliği: 5 m, Düşey arazi gerilmesi: 1.55-1.70 MPa; Kazı şekli: Delme ve patlatma.

4 SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, bir yeraltı bakır-kurşun-çinko ocağı için ana nakliyat galerisinde tahkimatsız tavanın sağlamlığı ve uygulanan tahkimatın yerinde gözlem, ölçüm ve incelemeler ile kaya mekaniği laboratuvar deney sonuçları birlikte değerlendirilmiştir.

Bu değerlendirmeler sonucunda, RMR sisteminde, kaya kütle sınıflarının ifade ettiği anlamlar ve galerinin boyutları dikkate alındığında, üretim hazırlık galerilerindeki kaya biriminin 8 m açıklığa kadar en az 6 ay boyunca tahkimatsız olarak durabileceği görülmektedir. Diğer yandan, RMR sisteminin kazı açıklığı-tahkimatsız durma zamanı abası dikkate alındığında, söz konusu kaya biriminde 5 m açıklık için "tahkimat gerekmez bölgesi"ne yakın olmakla birlikte tahkimat gerektiği görülmektedir.

İşletmede uygulanmakta olan tahkimat, RMR sisteminin tahkimat önerisine uymaktadır. Hesaplanan kaya yükü yüksekliği ile kaya biriminin birim ağırlığı ve galeri açıklığı kullanılarak, tahkimatta etki eden düşey gerilme 0.04 MPa bulunmuştur. Bu durumda, uygulanan tahkimatın oldukça yeterli olduğu söylenebilir. Ayrıca, incelenen galeri boyunca püskürtme betonda herhangi bir çatlak ya da deformasyon belirtisi görülmemiştir. Ancak yeraltı

ocağı galeri şebekesinin yeni açılması planlanan tüm galerilerinde kaya kalitesinin düştüğü (RMR < 72) yerler ile kazı açıklığının artırılacağı yerlerde ek tahkimat gerekliliği değerlendirilmelidir.

KAYNAKLAR

- Bieniawski, Z.T. 1989. Engineering Rock Mass Classifications, John Wiley & Sons, New York, 274 pp.
- Ceylanoğlu, A., Erdem, B. 2018a. Yeraltı kurşun-çinko-bakır ocağında yankayaç içinde sürülen anayollar ile üretim hazırlık galerilerindeki kaya birimleri için yapılan kaya mekaniği deney sonuçları, Proje Çalışması, Sivas Cumhuriyet Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, Sivas, 7 s.
- Ceylanoğlu, A., Erdem, B. 2018b. Yeraltı kurşun-çinko-bakır ocağında yankayaç içinde sürülen anayollardaki ve üretim hazırlık galerilerindeki kaya biriminin sağlamlığı, tahkimatsız olarak durabilirliği ve mevcut tahkimat sisteminin değerlendirilmesi, Proje Çalışması, Sivas Cumhuriyet Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, Sivas, 17 s.
- Deere, D.U. ve Miller, R.P. 1966. Engineering classification and index properties for intact rock, Air Force Weapons Lab. Tech. Report, AFWL-TR-65-116 Kirtland Base, New Mexico, USA.
- ISRM 1978. Suggested methods for determining hardness and abrasiveness of rocks. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts. 15:89-97.
- ISRM 1981. Rock Characterization, Testing and Monitoring, ISRM Suggested Methods. ET Brown (ed.), Pergamon Press.
- Ünal, E. 1983. Development of design guidelines and roof control standards for coal-mine roofs, Doktora Tezi, The Penn. State Univ., USA, 355 s.
- Yılmaz, B.S. 1988. Trabzon-Yomra-Kayabaşı (Kanköy) ve Kömürcü Köyleri Yöresindeki Pontid Tipi Masif Sülfür Yatağının (Cu-Zn-Pb-Au-Ag-Pirit) Maden Jeolojisi, Rapor No: 8836, Maden Etüt ve Arama Dairesi Başkanlığı, Ankara.

Yüksek su boşalımı olan bir tünelde destek sistemlerinin incelenmesi *Investigation of support systems in a tunnel with high water discharge*

E.B. Aygar

Fugro Sial Yerbilimleri Müşavirlik ve Mühendislik Ltd. Şti.

C. Gökçeoğlu

Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü

ÖZET: Ankara-İstanbul Yüksek Hızlı Tren projesi kapsamında, Doğançay Ripajı üzerinde yer alan T6 Tüneli Km: 136+928.00 - 138+040.00 arasında yer alır. Mevcut durumda, tünel kazı ve destek çalışmaları başarı ile tamamlanmıştır. Yeni Avusturya Tünelcilik Yöntemine (NATM) göre projelendirilen tünelin kazısı sırasında vadi geçişlerinde örtü kalınlığının azalması nedeni ile yer yer stabilite sorunları ile karşılaşmıştır. Ayrıca, bu zonlarda tünel içinde ciddi su boşalmaları olmuş ve tünelde ani deformasyonlar meydana gelmiştir. Bu deformasyonlar sonucunda da tünel desteklerinde deformasyonlar, püskürtme betonlarda çatlaklar ile saplama plakalarında ise zorlanmalar tespit edilmiştir. Bu çalışma kapsamında, meydana gelen bu deformasyonların nedeni incelenmekte ve buna uygun destek sistemleri açıklanmaktadır. Ayrıca, benzer tünel çalışmalarında uygulanabilecek bir kazı ve destek metodolojisi de sunulmaktadır.

ABSTRACT: Within the scope of the Ankara-Istanbul High-Speed Train project, the T6 Tunnel on Doğançay Ripaj is located between Km:136+928.00 - 138+040.00. Currently, tunnel excavation and support systems have been successfully completed. During the excavation of the tunnel, which was designed according to the New Austrian Tunneling Method (NATM), stability problems were encountered in places due to the decrease in the overburden thickness at the valley crossings. In addition, serious water discharges occurred in the tunnel in these zones and sudden deformations occurred in the tunnel. As a result of these deformations, deformations in the tunnel supports, cracks in the shotcrete and strains in the bolt plates were detected. As the scope of this study, the cause of these deformations is investigated and appropriate support systems are explained. In addition, an excavation and support methodology that can be applied in similar tunnel studies is also presented.

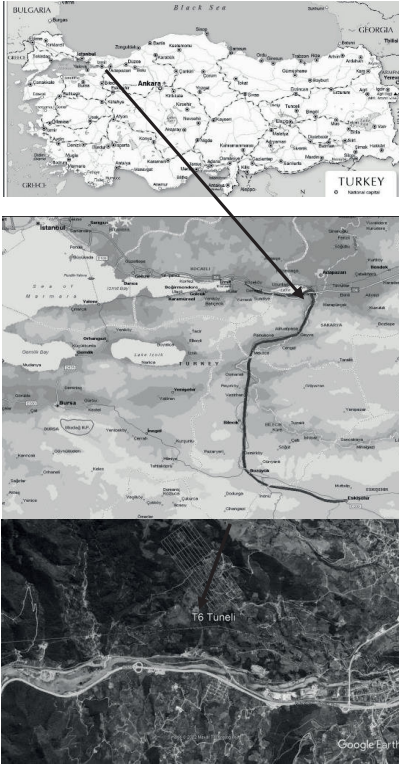
1 GİRİŞ

Proje alanı “Ankara-İstanbul Hızlı Tren 2. Etap Projesi” kapsamında öngörülen proje güzergahının Sapanca-Geyve kesiminde, Km 138+954.53-142+778,48 arasında yer almaktadır (Şek. 1). Doğançay Ripajı kapsamında inşa edilen T6 tüneline kazı ve destek çalışmaları mevcut durumda tamamlanmıştır. Tünel kazı çalışmalarına devam edilirken, Km: 137+316-137+352 arasında örtü kalınlığının azalması sebebiyle tünel kesiti açığa çıkmış ve tünel içerisine ciddi su akışları gözlenmiştir. Km: 137+237.06 - 137+553,75 arasında ise tünel kazıları tamamen bozunmuş granit içinde devam etmiştir. Bu kesimde tünele gelen su ile birlikte tünelde ciddi deformasyonlar oluşmuş ve tünel stabilitesini kaybetmiştir.

Tünel kazısı sırasında su problemi ile karşılaşılması tünel kazılarını olumsuz etkilemekte ve zaman zaman tünel kazısının durmasına neden olmaktadır. Su gelirinin tünel aynasında şiddetli bir basınç ile meydana gelmesi durumunda, suyun tünel aynasında basınçının düşürülmesine kadar devam etmektedir (Aygar, 2000). Örneğin, Bolu Tüneline Asarsuyu girişinde tünel aynasında karşılaşılan suyun drene edilmesi için tünel aynasından kuyular açılarak suyun drene edilmesi sağlanmıştır. Ankara-Sivas Yüksek Hızlı Tren projesi (Elmadağ-Kırıkkale kesimi) kapsamında açılan T15 tüneline tünel ayna kazısı sırasında şiddetli bir su geliri yaşanmış ve tünel aynasından göçük oluşturmuştur (Aygar, 2019). Tünelin bu kesimin geçilmesi için tünel aynasından ve yan duvarlardan kuyular açılarak suyun drene edilmesi sağlanmıştır. Erdal vd. (2018), Kralkızı-Dicle

sulama tünelleri kapsamında açılan T1 tüneline yaşanan su sorununun tünel kazısına olan etkisini incelemişlerdir. Yalçın vd. (2006), DSİ Zamantı tüneline karşılaşılan sorunları değerlendirmiş, su geliri olmayan kesimlerde destek sistemi önerileri yapmışlar ve özellikle enjeksiyon gerektirmeyen saplamaların kullanılmasını tavsiye etmişlerdir. Arıoğlu vd. (1995) ise su gelirinin yapım çalışmalarına olan etkisileri üzerinde değerlendirmelerde bulunmuşlardır.

Güzergâh boyunca örtü kalınlığının düşük olması sebebi ile T6 tüneli sığdır. Bununla beraber arazi topografyası incelendiğinde ise topografyanın yamaç koşullarını yansıtmaması ve tünelin yer yer yüzeyel heyelanlara yakın geçmesi sebebiyle, heyelanların da olumsuz etkisi olmuştur.



Şekil 1. Yerbulduru haritası

T6 Tüneli genel olarak Abant formasyonu içerisinde ayrırtlanan granit (KTab-gr) seviyesinden geçmektedir. Genel olarak granit, gri, orta-çok bozunmuş, çok zayıf - zayıf dayanımlı ve sık eklemlidir. Arazi çalışmaları sırasında bu birimin içinde birçok fay zonunun yer aldığı Yüksel Proje (2012) tarafından rapor edilmiştir. Buna ek olarak, tünel kazısı sırasında fay zonları ile karşılaşılmaması

muhtemel olup, bu zonlarda önemli ölçüde su gelişlerinin olacağı projelendirme aşamasında belirtilmiştir (Yüksel Proje, 2012).

T6 tüneli güzergâhında yeralan alüvyal çökellerin granüler yapısı gereği yeraltısu içermetedir. Ayrıca, proje güzergâhında gözlenen heyelanlı alanlarında yapılan sondajlarda ise yeraltısuyunun yüzeye yakın olduğu gözlenmiştir. Proje güzergâhında gözlenen kaya birimleri ise yeraltı suyu açısından az geçirimli - geçirimli özellikler sunmaktadır. Bu birimler içermiş oldukları fay, eklem vb. gibi zayıflık düzlemlerine bağlı olarak yeraltısu dolaşımına izin verirler. Bu zonlarda tünel içine ciddi su boşalmaları olmuş ve tünelde ani deformasyonlar meydana gelmiştir. Bu deformasyonlar sonucunda tünel desteklerinde deformasyonlar, püskürtme betonlarda çatlaklar ile saplama plakalarında ise zorlanmalar tespit edilmiştir. Dolayısıyla bu çalışmada, meydana gelen bu deformasyonların nedeni incelenmekte ve buna uygun destek sistemleri açıklanmaktadır.

2 T6 TÜNELİNDE KARŞILAŞILAN SORUNLAR

Tünel giriş portalı ile Km:136+950 arası kesim C2 kaya sınıfı ile, Km:136+950 - 137+640 arası B3 kaya sınıfı, Km:137+640 - 137+690 arası C2 kaya sınıfı, Km:137+680 - 137+900 arası B3 kaya sınıfı, Km:137+900 - 137+950 arası C2 kaya sınıfı, Km:138+950 - 138+010 arası B3 kaya sınıfı ve Km:138+010 ile çıkış portalı arası C2 kaya sınıfı ile projelendirilmiştir (Yüksel Proje, 2012).T6 tüneline kazı işlemlerine devam edilirken Şubat 2015 tarihinde tünel sol omuzundan ciddi bir şekilde su geliri oluşmuştur. Meydana gelen bu su boşalmasına bağlı olarak tünelde 40 cm'ye varan deformasyonlar meydana gelmiştir. Meydana gelen deformasyonlar sonucunda, tünelin sol alt yarı ve üst yarı bölümleri ile alt yarı ve invert kesişimlerinde çatlaklar meydana gelmiştir. Yaşanan bu sorunlar tünel stabilitesini olumsuz şekilde etkilemiştir. Artan su miktarı ve su basıncına bağlı olarak tünellerde Şubat 2015 sonundan itibaren deformasyonlar meydana gelmeye başlamış ve tüneldeki desteklerde yenilmelere neden olmuştur. Tünelde meydana gelen bu deformasyonların nedeni; olarak, tünel örtü kalınlığının az olması (Şek.2), tünelin Km: 137+316-137+352 arasında tünel kesitinin yüzeye çıkmasıyla birlikte tünel gelen su miktarının ve su basıncının artması, Km: 137+238.06-137+553.75 arasında tamamen bozunmuş, çok zayıf dayanımlı birim içerisinde

kazı yapılması olarak sayılabilir. Bu kesimde tünel güzergahı hem yüzeysel heyelanların (Şek. 3) yakınından hem de vadi tabanlarının altından geçmektedir.



(a)



(b)

Şekil 2. Km:137+310 - 137+355 arasında açığa çıkan tünel kesimi (a) tünel aynası (b) açığa çıkan bölüm

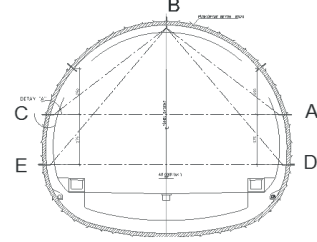


Şekil 3. Tünel güzergahı üzerinde mevcut sığ heyelanlardan bir görünüm

2.1 Deformasyonlar

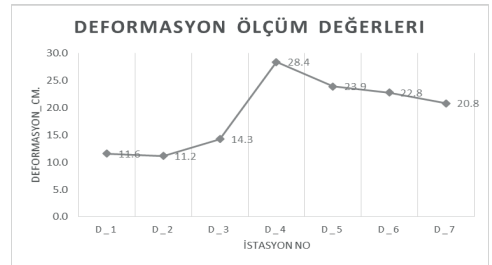
Tünelde meydana gelen deformasyonların miktarını, hızını ve yönünü belirlemek amacıyla tünel içerisinde deformasyon okumaları yapılmıştır. Tünel kazı ve destek çalışmalarının ilerlemesine paralel olarak 15.09.2013 ile

30.03.2015 tarihleri arasında Km: 136+937.573 – 137+580.819 arasında 28 adet istasyon deformasyonların hızını, miktarını ve yönünü belirlemek amacıyla tesis edilmiş ve her bir istasyondaki tünel kesitinde Şekil 4'te gösterildiği gibi 5 noktada vektörel konum farkları belirlenmiştir.



Şekil 4. Deformasyon istasyon okuma noktaları

Tünelde meydana gelen her bir noktadaki vektörel konum farkları değerlendirmesi sonucuna göre; her istasyondaki optik okumaları incelendiğinde (dA) istasyonlarında 37 cm, (dB) istasyonlarında 51 cm, (dC) istasyonlarında en çok 50 cm, (dD) istasyonlarında 20 cm ve (dE) istasyonlarında ise 64 cm deformasyon tespit edilmiştir. Bununla birlikte Km: 137+316.00-137+352,00 arasında, tünel kesitinin açığa çıktığı kesimde 06.03.2015 – 26.03.2015 tarihlerinde Km: 137+300.00-137+400.00 arasında 7 nokta belirlenmiş ve bu noktalarda 4 adet optik ölçümler yapılmıştır. Bu ölçümlere göre ise deformasyonların 11 cm – 30 cm arasında değiştiği belirlenmiştir. İstasyonlardaki vektörel konumlarına göre deformasyon değerleri aşağıdaki Şekil 5'teki grafikte verilmiştir.

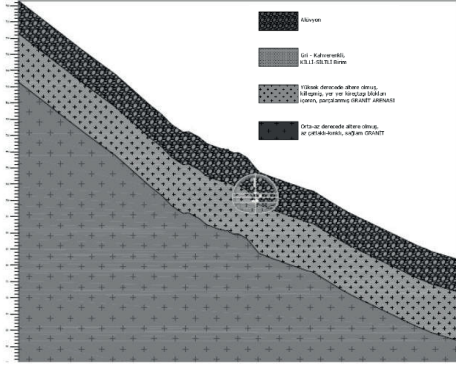


Şekil 5. Vektörel konuma göre deformasyon grafiği

2.2 Araştırma sondajları

Mevcut jeolojik durumun daha iyi tanımlanabilmesi amacıyla 149.0 m uzunluğunda 4 adet sondaj Fugro Sial (2015) tarafından yapılmıştır. Tünelin Km: 137+238.06-137+553.75

arası yapılan sondajlardan elde edilen verilere göre granit arenası olarak tanımlanan tamamen bozunmuş granit içinden geçmektedir. Ayrıca tünel seviyesinde Km: 137+425.00-137+477.00 arası tamamen ayrılmış zemine dönüşmüş birim içinde kalmaktadır. Sondajlardan elde edilen veriler kullanılarak hazırlanan kesit Şekil 6'da verilmektedir.



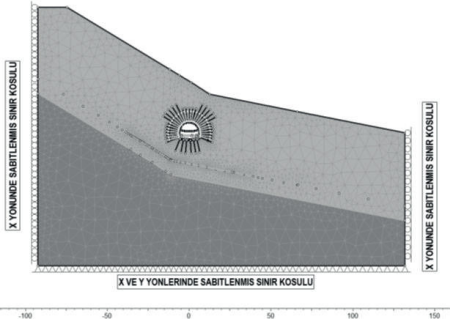
Şekil 6. Km:137+330.00 jeolojik kesiti (Fugro Sial, 2015)

3 TÜNEL DESTEK SİSTEMLERİNİN TASARIMI

Tünel destek sistemleri tasarımı sırasında tünelde iki farklı kesim çalışılmıştır (Fugro Sial, 2015). İlk zonda ciddi su boşalımı olan bölüm incelenmiş, ikinci zonda ise tünelin heyelanlı bölgede açığa çıkan kesim incelenmiştir.

3.1. Tünelde su boşalımı yaşanan bölge için alınan önlemler

Tünelin bu kesiminde uygulanacak olan destek sistemlerinin belirlenmesi amacıyla Phase2d programı (RocScience, 2018) ile nümerik analizler yapılmıştır. Analizlerde kullanılan model Şekil 7'de sunulmaktadır.

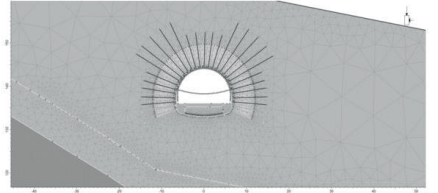


Şekil 7. Phase2d programı ile oluşturulan model

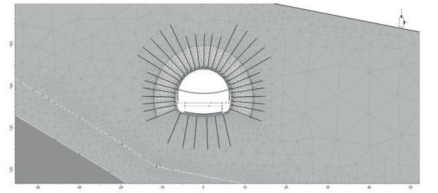
Modelleme aşamaları 9 kademede yapılmıştır (Çizelge 1). Analizlerde ilk etapta mevcut durumda oluşan deformasyonların belirlenmesi için geri analizler yapılarak tünelde oluşan deformasyonlar elde edilmiştir. Sonrasında ise güçlendirme çalışmalarında kullanılacak olan destek sistemleri modele girilmiştir. Şekil 8 ve Şekil 9'da alt yarı güçlendirme çalışmaları (Kademe 7) ile invert güçlendirme aşamasında (Kademe 8) yapılan aşamalar gösterilmektedir.

Çizelge 1. Kazı kademeleri

Kademe	Model aşaması
1	İlk Gerilme
2	Üst yarı kazısı (Malzeme gevşemesi)
3	Üst yarı desteklerin yerleştirilmesi
4	Alt yarı kazısı (Malzeme gevşemesi)
5	Alt yarı desteklerin yerleştirilmesi
6	Üst yarı güçlendirme çalışmalarının yapılması
7	Alt yarı güçlendirme çalışmalarının yapılması
8	Invert güçlendirme çalışmalarının yapılması
9	Deprem ivmesinin modele girilmesi



Şekil 8. Alt yarı güçlendirme çalışmalarının yapılması - Kademe 7



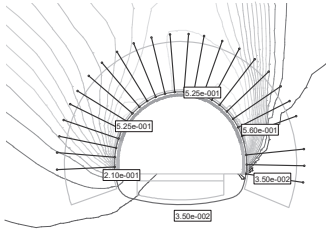
Şekil 9. Invert güçlendirme çalışmalarının yapılması - Kademe 8

Geri analiz sonuçlarına göre belirlenen kaya kütle parametreleri Çizelge 2'de verilmektedir

Çizelge 2. Geri analiz sonuçlarına göre belirlenen kaya kütle parametreleri

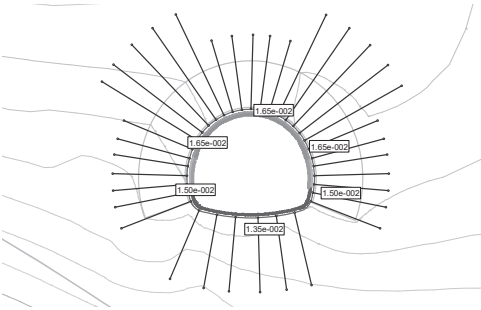
Deformasyon Modülü (MPa)	Kohezyon (kPa)	İçsel Sürtünme Açısı ($^{\circ}$)
250	21	27

Analiz sonuçları değerlendirilirken ilk etapta 5. kademe sonunda deformasyon öncesi durum değerlendirilmiştir. Güçlendirme öncesi durumda C3 destek sistemi kullanılmış olup, tünelin bu durumunda deformasyonlar gözlenmiştir. Bu kesimde deformasyonların 52 cm civarında meydana gelmesi (Şek.10) bir anlamda tarama öncesi durumda yer yer karşılaşılan deformasyon bölgesi durumunu temsil etmektedir.



Şekil 10. Kademe 5'ten sonra tünel çevresinde meydana gelen toplam yerdeğiştirme

Deformasyon bölgesi sonrasında yapılan analizlerde ise en kritik olan depremlilik durum incelenmiş olup, tünel çevresinde 1.65 cm deformasyon gözlenmiştir (Şek.11). Tünel etrafındaki güvenlik faktörleri ise, tünel çevresinde 1'in üzerinde olup, tünelden uzaklaştıkça artmaktadır. Saplamalara gelen kuvvetlere bakıldığında ise saplamaların taşıma kapasitesi altında olduğu görülmektedir. Saplamalara gelen eksenel kuvvetler 261 kN düzeyindedir.



Şekil 11 Tünel çevresinde meydana gelen toplam yerdeğiştirme

Tünelin aşırı su gelen deformasyonlu bölgesinde aşağıdaki destek sistemleri yapılarak tünel duraylı hale getirilmiştir. Şekil 7'de tünelin su geliri olan kesimde uygulanan destek sistemi detayları verilmektedir.

a) Öncelikle alt yarılarda meydana gelen çatlakların yayılmasını önlemek ve plastik zonun ana kayaya bağlamak amacıyla Km: 137+248.56 - 137+301.06 arasında 12 m uzunluğunda alt yarı ile üst yarı kesişim noktalarına IBO saplamalar kullanılmıştır.

b) Km:137+301.06'dan itibaren tünel çevresi boyunca alt yarı ve üst yarı bölgesine 8-12 m uzunluğunda IBO saplamalar ile taban kesimine 8 m uzunluğunda PG saplamalar kullanılmıştır.

c) Kullanılan tüm saplamalarda, zeminin ayrılmış granit arenasında olması ve yüzeyde alüvyonların yer alması sebebiyle yapılan enjeksiyonlar konsolidasyon enjeksiyonu gibi düşünülmüş ve zemin tamamen sağlamlaştırılmıştır. Enjeksiyonlarda yaklaşık 5 bar basınç uygulanarak, tünel çevresindeki tüm süreksizlikleri doldurması hedeflenmiştir.

d) Kesite giren kesimlerin tarama kazısı yapılarak sağlamlaştırılmış ve deformasyonların aylık 2 mm'nin altına düşmesinden sonra tünel iç kaplama betonunu donatılı olarak olarak yapılmıştır.

e) Buna ek olarak, tünelde drenaj amaçlı borular yerleştirilmiş ve suyun drene edilmesi sağlanmıştır. Saplamaların imalatı sırasında su ile karşılaşılması durumunda ise saplamalar drenaj amaçlı da kullanılmıştır.

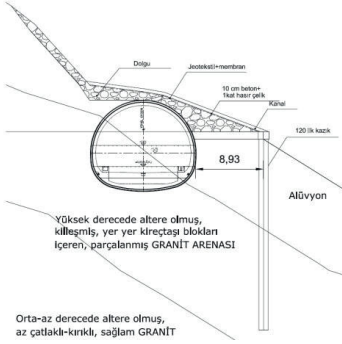
3.2. Tünelin açığa çıkan kesimi için alınan önlemler

Tünelin açığa çıkan kesiminde ise, bu bölgenin yüzeysel heyelan içerisinde kalması sebebi ile yüzeyden kazıklı sistem ile desteklenmesi önerilmiştir. Sonrasında ise oluşabilecek olan ek yükleri de karşılamak için iç kaplama betonun donatılı yapılması düşünülmüştür. Bu amaçla yapılan düzenlemeler aşağıda maddeler halinde verilmektedir.

Yapılacak düzenlemeler kapsamında (Şek. 12),

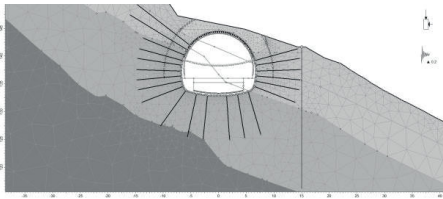
a) İlk olarak tünelin vadi tarafında olan kesimi için çapı 120 cm olan donatılı kazıklarla desteklenmesi,

- Kazıkların tamamlanmasından sonra tünel üst kotundan itibaren 1 m dolgu malzemesi doldurulması,
- Dolgu malzemesi üzerine geotekstil-membran yerleştirilerek sızdırmazlığın sağlanması ve üzerine 10 cm kalınlığında beton kaplama teşkil edilmesi,
- Son aşamada ise yüzey sularının drene edilmesi amacı ile kanal inşaatı olarak belirlenmiştir.

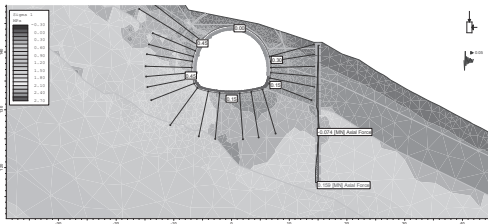


Şekil 12. Açığa çıkan kesim için alınacak önlemlerin şematik gösterimi

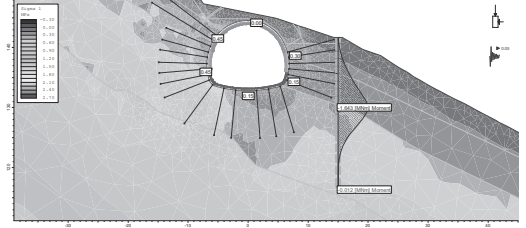
Tünelin açığa çıkan kesimi için Phase2D v8.0 programı ile analizler yapılmış ve tünel iç kaplaması ile kazıklara gelen yükler belirlenmiştir (Şekil 13). Belirlenen kesit tesirlerine göre de kazık ve iç kaplama projelendirilmiştir. Şekil 14-16'da kazıklara gelen eksenel kuvvet, momentler ve kesme kuvvetleri verilmiştir.



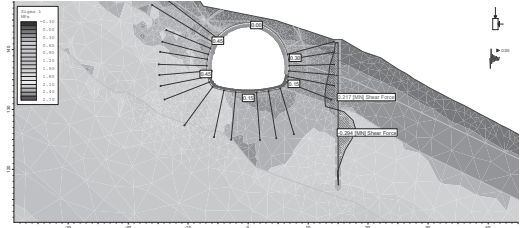
Şekil 13. Phase2D programı ile oluşturulan model



Şekil 14. Kazıkta meydana gelen eksenel kuvvetler

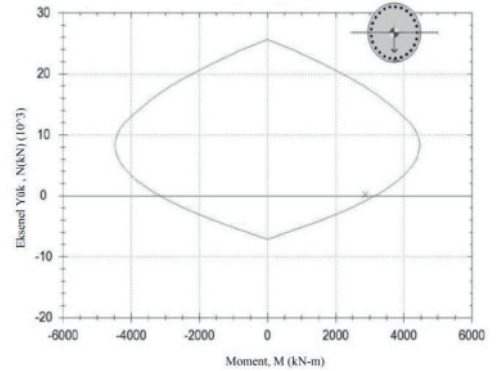


Şekil 15. Kazıkta meydana gelen momentler



Şekil 16. Kazıkta meydana gelen kesme kuvvetleri

Kazık çapı 120 cm olarak belirlenmiş olup, boyları 25-29 m arasında değişmektedir. Kazıklara gelen kesit tesirlerine göre yapılan hesaplarda ana donatı olarak $\phi 32$ mm çaplı donatılar seçilmiştir. Kazıklara gelen moment kuvvet etkileşim diyagramı Şekil 17'de sunulmaktadır.



Şekil 17. Moment kuvvet (MN) etkileşim diyagramı

Dışarıda alınacak bu önlemlerin yanı sıra, tünel iç kaplaması donatılı biçimde imal edilmiştir. İç kaplama ile ilgili hesaplamalar yukarıda verilen model üzerinde son aşamada tünel içerisinde iç kaplamanın yapıldığı kabul edilerek, modele tanımlanmıştır. Phase programı ile yapılan analiz sonuçlarına göre, son kademede depremli durumda kesit tahkiki yapılmıştır (Çizelge 3). Kesit tahkiki için Phase programından hesaplanan eksenel kuvvet ve moment değerleri (Şekil 18 ve 19) 1.5 güvenlik faktörü ile çarpılarak dikkate alınmıştır.

Çizelge 3. Kaplamaya gelen moment ve eksenel kuvvet değerleri

Eksenel kuvvet (MN)	Moment (MNm)
0.294	0.208

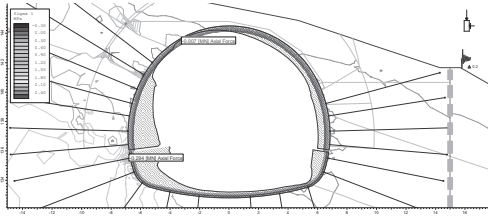
Kesit tahkiki analizlerinde ise aşağıda verilen malzeme özellikleri kullanılmıştır:

Beton:C25/30

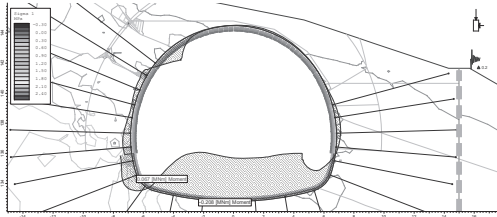
$f_{cd}=17$ Mpa (tasarım dayanımı)

$f_{yd}=365$ Mpa (çelik akma dayanımı)

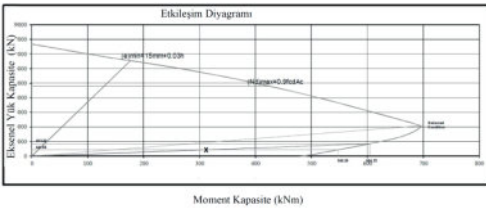
Kesit tahkiklerinde (Şekil 20) iç kaplama beton kalınlığı 40 cm olarak alınmıştır. Burada kullanılan ana donatı ise 28 mm çapında ve 20 cm aralıklı olarak seçilmiştir.



Şekil 18. İç kaplama kaplamasında meydana gelen eksenel kuvvetler



Şekil 19. İç kaplamada meydana gelen momentler



Şekil 20. İç kaplama betonu için M-N diyagramı

4 SONUÇLAR

Doğançay Ripajı üzerinde Km: 136+928.06-138+040 arasında yer alan T6 tüneline Km:137+238.06 - 137+553.75 arasında tünelde su boşalımına ve yüzeydeki heyelanlara bağlı olarak deformasyonlar meydana gelmiştir.

İnşaat aşamasında yapılan kazı çalışmaları sırasında tünelin Km:137+310 - 137+355 arasında üst yarı boyunca tünelin açığa çıkmıştır.

Meydana gelen deformasyonlar sonucunda tünel alt yarı-üst yarı kesişim noktaları ve alt yarı-invert kesişim noktalarında çatlaklar meydana gelmiştir. Oluşan bu deformasyonlar ve püskürtme betonadaki çatlaklar tünel stabilitesini olumsuz etkilemiştir.

Yapılan projelendirme çalışmaları ile tünel stabilitesi sağlanmış ve başarı ile uygulanmıştır. Beklenmeyen zorunlu sebeplerden dolayı karşılaşılabilecek bu tür tünellerde, bu çalışmada önerilen destek sisteminin kullanılması önerilmektedir.

Su geliri beklenen kesimlerde tünel kazısı öncesi yatay sondajlar yapılarak suyun drene edilmesi önerilmektedir. Bu işlem için, tünel açılan kesimlerde ise ekstra kuyular açılarak su basıncı düşürülmelidir.

KAYNAKLAR

- Arıoğlu B., Yüksel A., Arıoğlu E., 1995. İncirli-M. İnönü Tüneline su geliri ve yapım çalışmalarına etkisi, İstanbul Su Kongresi ve Sergisi
- Aygar E. B., 2000. Bolu tünellerinde Yeni Avusturya tünelcilik yöntemi eleştirel bir yaklaşım . Yüksek Lisans Tezi, Hacettepe Üniversitesi, Ankara, Türkiye
- Aygar, E.B., 2019, Kayaş Yerköy Yüksek Hızlı Tren Demiryolu projesi kapsamında açılan T15 tüneli aynasında malzeme boşalımına bağlı olarak yaşanan stabilite sorunları ve tünel destek sistemlerinin değerlendirilmesi, Türkiye 26. Uluslararası Madencilik Kongresi ve Sergisi IMCET 2019, Antalya, Türkiye
- Erdal G., Ayhan, M. ve Aydın D., 2018, Kralkızı-Dicle sulama tünellerinin yapımında karşılaşılan sorunlar ve uygulanan çözümler, DÜMF Mühendislik Dergisi, 9:1 (2018): 301-312
- Fugro Sial, 2015. T6 Tüneli (Km:136+928-138+040) Km:137+238.06 ile Km:137+533.75 Arası Güçlendirme Raporu, 46 pp.7
- Yalçın T., Vardar M. ve Şekercioğlu E., 2006, DSİ Zamantı Tüneline karşılaşılan su geliri ve çözüm önerileri, KayamMek'2006 VII. Bölgesel Kaya Mekanik Sempozyumu
- Yüksel Proje, 2012. (Ankara-İstanbul Hızlı Tren Projesi (2. Etap) Sapanaca-Geyve (Doğançay-Ripajı) Tünel Jeoteknik Değerlendirme Raporu
- RocScience, 2008. Getting Started Manual

Cüruf özellikleri ve aktivatör modül oranının macun dolgunun dayanım, duraylılık ve mikroyapısına etkisi

Effect of blast furnace slag type and activator modulus on the strength, durability and microstructural properties of paste backfill

F. Cihangir, B. Erçikdi, & A. Kesimal

Karadeniz Teknik Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü TRABZON

ÖZET: Çimentolu macun dolgu (ÇMD) dolgulu/arakatlı düşey üretim yöntemlerinin uygulandığı yeraltı madencilğinde son yıllarda yaygın olarak kullanılmaya başlanmıştır. Yüksek sülfür içeriğine sahip ÇMD'de, normal Portland çimentosu (NPÇ) kullanıldığında uzun dönemde dayanım kayıpları ve duraylılık problemleri meydana gelmektedir. Bu çalışmada, sülfürlü tesis atıklarından, asit ve sülfat etkilerine dayanıklı ÇMD üretilebilirliğine yönelik, alkali kimyasallar (sıvı sodyum silikat ve sodyum hidroksit) ile aktifleştirilmiş asidik (AC) ve nötr (NC) cüruflarla %7 bağlayıcı oranında %8 Na₂O aktivatör dozajında 0,75-1,0-1,25-1,5-2,0 modül oranlarında 14-28-56-112-224-360 günlük kür sürelerinde aktifleştirilmiş yüksek fırın cürufu (AAC) numunesi ve kontrol amaçlı olarak da NPÇ numuneleri hazırlanmıştır. AAC numuneleri NPÇ'ye kıyasla uzun dönemde 2,02-3,68 kat daha yüksek dayanımlı ve duraylı dolgu üretimi sağlamıştır. NPÇ numunelerinde uzun dönemdeki dayanım kayıplarının asit ve sülfat etkilerinden kaynaklandığı, AAC numunelerinin ise asit ve sülfat etkilerine daha dayanıklı olduğu görülmüştür. NC numuneleri, kısa ve uzun dönemde, AC numunelerinden yüksek dayanımlar üretmiştir. ÇMD'nin kısa ve uzun dönem dayanımları dikkate alındığında, NC'de 1,0, 1,25 ve 1,5 modül oranları, AC'de ise 1,0 modül oranı optimum sonuçları vermiştir. ÇMD numunelerinin tamamında uzun dönemde jips oluşumu gözlenmiştir. Artan modül oranlarında hidrasyonun yavaşladığı, jips oluşumunun ise azaldığı izlenmiştir. Genel olarak cüruf tipinden bağımsız olarak 1,0 modül oranında AAC kullanımının, macun dolgu için uygun olduğu belirlenmiştir.

ABSTRACT: Cemented paste backfill (CPB) has been widely used in combination with cut and fill mining in steeply dipping underground ore bodies. Strength losses and stability problems occur in the long-term when ordinary Portland cement (OPC) is used for CPB production from sulphide rich tailings. In this study, the use of alkali activated neutral (NC), and acidic (AC) slags were investigated whether to produce resistant CPB against acid and sulphate attack. For this aim, CPB samples were prepared using alkali activated slags (AAC) at 7 wt.% binder dosage. Modulus ratios were selected as 0.75-1.0-1.25-1.5-2.0 at constant activator concentration (8% Na₂O) and at 14-28-56-112-224-360 curing ages. OPC samples were also produced as control. AAC samples provided 2.02-3.68 times higher strengths and durable production possibility in the long term compared to OPC. Acid and sulfate attacks were seen to cause strength losses in the long term while AAC samples were seen to be more resistant. NC specimens produced higher strengths than ACs in the short- and long-term. Considering the short- and long-term strengths of the CPB, 1.0, 1.25 and 1.5 modulus ratios provided optimum results for NC while this is 1.0 for AC. Gypsum formation was observed in the long-term in all CPB samples. Hydration mechanism was observed to prolong with increasing modulus ratio while gypsum formation decreased. In general, the use of 1.0 modulus for AAC was determined to be optimal for CPB production regardless of the slag type.

1 GİRİŞ

Çimentolu macun dolgu (ÇMD), yeraltı madencilğinde kes-doldur/arakatlı üretim yöntemleriyle uygulanan dolgu yöntemleri (çimentolu kaya-, macun-, hidrolik- ve atık kaya) arasında olup, kullanımı yaygınlaşmaktadır. ÇMD,

ince boyutlu tesis atığı, su ve bağlayıcının başarılı bir karışımı olan mühendislik malzemesidir (Erçikdi vd., 2009a, b; Cihangir vd., 2012).

ÇMD performansı için genel olarak “dayanım, duraylılık ve dolgu kıvamı” dikkate alınmaktadır. ÇMD kalitesini belirleyen en önemli unsurlar, atık, su ve bağlayıcı maddelerin fiziksel, mineralojik ve

kimyasal özellikleridir. ÇMD'de bağlayıcı tipi ve oranı (Kesimal vd., 2004; Erçikdi vd., 2009a), fiziksel, kimyasal ve mineralojik faktörler (Benzaazoua vd., 1999; Kesimal vd., 2003; Fall vd., 2005; Li vd., 2020), mikro yapı özellikleri, ÇMD'de kimyasal ve puzolanik katkı kullanımı, işlenebilirlik/reolojik özellikler (Clayton vd., 2003; Kesimal vd., 2004; Annor vd., 2006; Erçikdi vd., 2009a; Cihangir & Akyol, 2020) üzerinde detaylı çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Bu parametreler, ÇMD dayanım ve duraylılığını oldukça etkilemektedir. Dolayısıyla, herhangi bir işletme için ÇMD bileşenlerin özelliklerinin belirlenmesi, performans özellikleri bakımından optimizasyonu ve kontrolü, madencilik faaliyetleri açısından büyük önem taşımaktadır (Cihangir vd., 2018).

ÇMD'nin yüksek porozite (%32-45) ve nem (%15-25) içermesi nedeniyle bünyesindeki sülfürlü minerallerin oksidasyonu ortamda asit ve sülfat üretimine neden olmaktadır. ÇMD üretiminde yaygın olarak kullanılan NPC, yüksek CaO içeriğinden dolayı asit ve sülfat etkilerine karşı oldukça dayanıksızdır (Erçikdi vd., 2009a,b; Cihangir vd., 2012; Erçikdi vd., 2013). Asit ürünleri, ÇMD ortamında NPC hidrasyonu ile oluşan portlanditi (sönmüş kireç= $\text{Ca}(\text{OH})_2 \cdot \text{CH}$) tükettikten sonra asıl bağlayıcı hidrasyon ürünü olan bağlayıcı jellerin ($\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2 \cdot \text{H}_2\text{O}$: CSH) yapısındaki Ca iyonlarını da tüketerek jellerin yapısının zayıflamasına neden olmaktadır. Bu durumda da dayanım ve duraylılık kayıpları meydana gelmektedir (Erçikdi vd., 2009a,b; Pokharel & Fall, 2013; Cihangir vd., 2018).

Son yıllarda dayanım, duraylılık ve reolojik/işlenebilirlik özelliklerini iyileştirmek için asit ve sülfatlı ortamlara karşı dayanıklı alkali aktive cüruf içeren bağlayıcıların (AAC) ÇMD üretiminde kullanılabilirliğine yönelik çalışmalar artış göstermiştir. AAC bağlayıcı oranı (Cihangir vd., 2012), aktivatör konsantrasyonu (Cihangir vd., 2015), atık özelliklerine bağlı aktivatör modül oranı (Cihangir vd., 2018), reolojik özellikleri (Kou vd., 2020), işlenebilirlik ve dayanım özellikleri (Jiang vd., 2019; Cihangir & Akyol, 2020) ile ultrasonik ve dayanım özellikleri arasındaki ilişkilere (Jiang vd., 2020) yönelik çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Ancak, farklı özelliklerdeki yüksek fırın cürufunun ÇMD'nin dayanım, duraylılık ve mikroyapı özelliklerine etkisine yönelik literatürde herhangi bir çalışmaya rastlanmamıştır. Bu çalışmada, iki farklı tesisten temin edilip aktifleştirilerek kullanılan NC ve AC'nin ÇMD'nin kısa ve uzun dönemdeki dayanım, asit ve sülfat üretim seviyeleri ve mikroyapı özellikleri ilk kez araştırılmıştır.

2 DENEYSEL ÇALIŞMALAR

2.1 Atık ve bağlayıcı maddeler

Bu çalışma kapsamında yüksek oranda sülfürlü mineral (pirit vb.) içeren maden atıklarından duraylı dolgu üretimini araştırmak amacıyla bir flotasyon tesisinden pirit oranı yüksek atık temin edilmiştir. Bağlayıcı olarak macun dolguda yaygın olarak kullanılan CEM I 42,5R normal portland çimentosuna (NPC) alternatif olarak bu çalışmada kimyasal aktivatörlerle aktifleştirilerek kullanılmak üzere farklı kimyasal özelliklere sahip nötr-NC ve asidik-AC yüksek fırın cürufuları iki farklı demir çelik fabrikasından sağlanmıştır. Aktifleştirilmiş yüksek fırın cürufu ile hazırlanan numunelere kıyas amacıyla kontrol numunelerinin hazırlanması için de bir çimento fabrikasından normal Portland çimentosu (CEM I 42,5R) temin edilmiştir. Yüksek fırın cürufuları, bilyalı değirmende öğütülerek yaklaşık çimento inceliğine (NPC: 4010 cm^2/g , NC: 4600 cm^2/g ve AC: 4650 cm^2/g) getirilmiştir (Şek. 1). Nötr ve asidik cürufuların baziklik indeksleri kimyasal analizlerinden sırasıyla 1,03 ve 0,92 olarak hesaplanmıştır. Atık ve bağlayıcı maddelerin detaylı özelliklerine Cihangir vd. 2015'ten ulaşılabilir. Cürufuların aktivasyonu için likit sodyum silikat (LSS: $\text{Na}_2\text{O} \cdot 2\text{SiO}_2$) ve çalışma için LSS'nin modül oranının (Ms) ayarlanmasında granül sodyum hidroksit (NaOH) kullanılmıştır (Şek. 1). Çalışmada kullanılan malzemelerin fiziksel, kimyasal ve mineralojik detaylı özellikleri Cihangir vd. (2012,2015)'te verilmiştir.

2.2 Macun dolgu numunelerinin hazırlanması

Bu çalışmada NPC ile %7 bağlayıcı oranında 18 adet (Cihangir vd., 2012) kontrol numunesi hazırlanmıştır (Çizelge 1). Sodyum silikat (LSS) modül oranının macun dolgu dayanım ve duyarlılığına etkisini araştırmak için, %7 bağlayıcı oranında, %8 aktivatör dozajında NC ve AC kullanılarak 180 adet ÇMD numunesi üretilmiştir. Modül oranları 0,75, 1,0, 1,25, 1,5 ve 2,0 olarak seçilmiştir. LSS modül oranının (Ms) ÇMD performansına etkisine yönelik deneysel çalışma koşulları Çizelge 2'de verilmiştir (Cihangir vd., 2012). ÇMD numuneleri 7,5±0,2 inç kıvamda hazırlandıktan sonra 10 cm x 20 cm boyutlarında drenajlı numune kalıplarına yerleştirilerek 14-28-56-112-224 ve 360 günlük kür süreleri için 20±1,0 °C ve %85±1,0 nem ortamında küre tabi tutulmuştur.



Şekil 1. Çimento ve yüksek firm cürüfları ile aktivatörler

Çizelge 1. CEM I 42,5R ile hazırlanan kontrol numunelerinin deneysel çalışma koşulları

Bağlayıcı oranı (%)	Bağlayıcı (Çimento) Tipi	Katı Oranı (%)	Su (%)	Atık (%)	Bağlayıcı (%)	Su / Bağlayıcı Oranı	Slamp (inç)
7	CEM I 42,5R	76,95	23,05	71,56	5,39	4,28	7,5

Çizelge 2. LSS modül oranının macun dolgu dayanım ve duyarlılığına etkisine yönelik hazırlanan numunelerin deneysel tasarımları

Bağlayıcı oranı (%)	Aktivatör tipi/Na ₂ O Dozajı (%)	Modül oranı	Cüruf tipi	Cüruf özgül yüzey alanı (cm ² /g)	Katı Oranı (%)	Su (%)	Atık (%)	Bağlayıcı (%)	Su/Bağ. Oranı	Slamp (inç)
7	LSS/8	0,75	Nötr	4600	78,91	21,09	73,39	5,52	3,82	7,4
7	LSS/8	1,0	Nötr	4600	79,02	20,98	73,49	5,53	3,79	7,4
7	LSS/8	1,25	Nötr	4600	79,06	20,94	73,53	5,53	3,78	7,3
7	LSS/8	1,5	Nötr	4600	79,48	20,52	73,92	5,56	3,69	7,5
7	LSS/8	2,0	Nötr	4600	79,70	20,30	74,12	5,58	3,64	7,4
7	LSS/8	0,75	Asidik	4650	78,95	21,05	73,42	5,53	3,81	7,5
7	LSS/8	1,0	Asidik	4650	79,04	20,96	73,51	5,53	3,79	7,3
7	LSS/8	1,25	Asidik	4650	79,13	20,87	73,59	5,54	3,77	7,7
7	LSS/8	1,5	Asidik	4650	79,50	20,50	73,94	5,57	3,68	7,4
7	LSS/8	2,0	Asidik	4650	79,62	20,38	74,05	5,57	3,66	7,5

2.3 Dayanım testleri

ÇMD numunelerinin dayanım testleri için ASTM C39/C39M-21 (2021) standardı esas alınmıştır. Her kür süresinde üçer numunenin dayanımlarının ortalamaları sunulmuştur. Dayanım testleri, 50 kN kapasitesinde bilgisayar kontrollü bir presle 0,5 mm/dk yükleme hızında gerçekleştirilmiştir. ÇMD'nin kendi stabilitesini/duraylılığını kısa (28 gün) ve uzun dönemde (>91 gün) sağlayabilmesi için uygulamada en az 1,0 MPa dayanıma sahip olmalıdır (Stone, 1993; Belem vd., 2000; Belem & Benzaazoua, 2004). Dolayısıyla bu çalışmada, eşik dayanım değeri 1,0 MPa olarak alınmıştır.

2.4 pH ve sülfat tayinleri

Macun dolgu bünyesinde yüksek nem ve porozite nedeniyle sülfürlü minerallerin zamanla oksidasyonu sonucu asit ve sülfat ürünleri oluşur. Çalışma kapsamında asit ve sülfat seviyelerinin tayinleri 360 günlük kür süreleri boyunca ilgili kür sürelerinde gerçekleştirilmiştir. Uygulanan analitik prosedür Cihangir vd. (2012)'de verilmiştir.

2.5 Mikroyapı analizleri

ÇMD numunelerinin uzun dönemdeki (360 gün) mikroyapı özellikleri ZEISS-EVO MA-LS SERIES LEO 1550 model taramalı elektron mikroskop (SEM) ile araştırılmıştır. SEM analizleri için 1,0 cm en, 1,0 cm uzunluk ve 0,5 cm kalınlıkta numuneler hazırlanmıştır. Analizler

kırılmış, düzgün ve dokunulmamış yüzeylerde yapılmıştır. Numunelerin altları düzleştirilerek kodlanmış ve yüzeyleri iletkenlik sağlamak için altın ile kaplanmıştır. SEM cihazında morfolojik tاینرler ve enerji saçınım spektrometresiyle (EDS) de faz tاینرleri gerçekleştirilmiştir.

ÇMD numunelerinin mineralojik yapısının tاینini Philips X'pert PW 3040 model X ışıını difraktometre cihazı (XRD) ile gerçekleştirilerek dayanım ve duraylılık özellikleri araştırılmıştır.

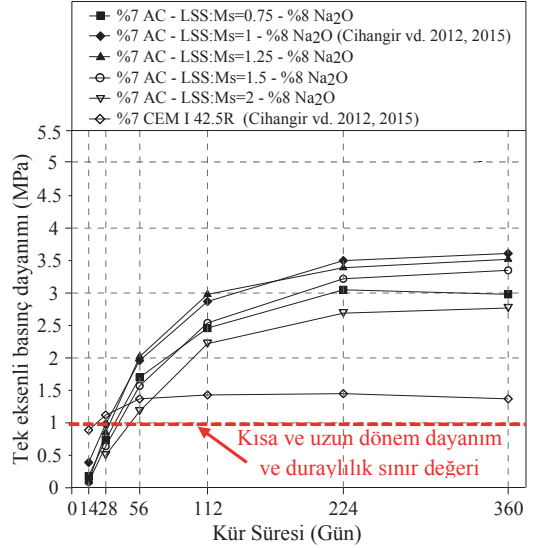
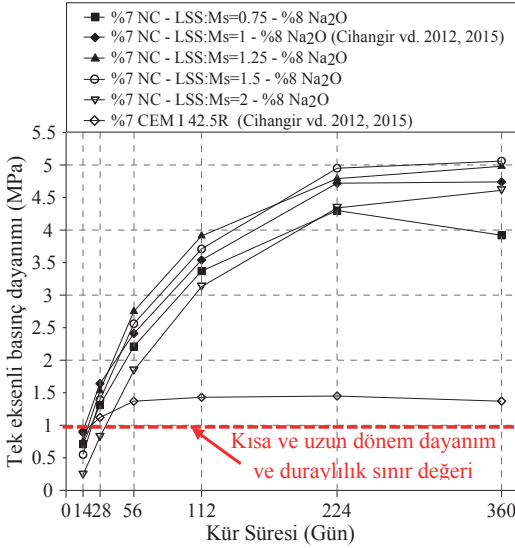
3 BULGULAR VE İRDELEME

3.1 Modül Oranının Dayanım ve Duraylılığa Etkisi

0,75-1,0-1,25-1,5 ve 2,0 modül oranlarında nötr ve asidik cüruflarla hazırlanan ÇMD'nin dayanım ve

duraylılık sonuçları Şekil 2'de verilmiştir. NC-LSS içeren numunelerde erken ve uzun dönemde en yüksek dayanımlar sırasıyla 1,0 ve 1,25-1,5 modül oranlarında elde edilmiştir. NC numunelerinde 2,0 modül oranı dışında, diğer modül oranlarında kısa ve uzun dönem dayanım hedeflerine ulaşılmıştır. Erken kür sürelerinde dayanım kazanım oranı en düşük olan numuneler 2,0 modül oranında hazırlanan numunelerdir. Uzun dönemde sadece 0,75 modül oranında hazırlanan numunelerde 224 günlük kür süresine göre %8,84'lük dayanım kaybı meydana gelmiştir.

Modül oranına bağlı olarak hazırlanan AAC numuneleri NPC içeren numunelere kıyasla 360 günlük kür süresi sonunda 2,86-3,69 kat daha yüksek dayanım sonuçları üretmiştir.



Şekil 2. LSS ile farklı modül oranlarında aktifleştirilmiş NC ve AC'nin ÇMD dayanım ve duraylılığına etkisi

Erken kür sürelerinde, değişen modül oranlarında asidik cürufla hazırlanan bütün numuneler, NPC içeren numunelerden düşük dayanım üretmiştir. 14 günlük kür süresinde 2,0 modül oranındaki numunelerin dayanımları ölçülemez. İlâveten, AC-LSS ile hazırlanan numuneler hiçbir modül oranında, erken kür sürelerinde gerekli görülen dayanım hedefini sağlayamamıştır. Uzun dönemde sadece 0,75 modül oranında AC-LSS ile hazırlanan numunelerde 224 günlük kür süresine göre yaklaşık %2,3 gibi düşük bir oranda dayanım kaybı meydana gelmiştir. Modül oranına bağlı AC-LSS

numunelerinde, kısa ve uzun dönemde en yüksek dayanım sonuçları 1,0 modül oranındaki numunelerden, en düşük dayanım sonuçları ise 2,0 modül oranındaki numunelerden elde edilmiştir. NPC ile kıyaslandığında, uzun dönemdeki dayanım farkları 2,18 ila 2,64 kat arasında gerçekleşmiştir.

Modül oranına bağlı olarak NC ve AC ile hazırlanan numunelerden elde edilen sonuçlar kendi aralarında kıyaslandığında, erken ve uzun dönemde, NC numuneleri AC numunelerinden daha yüksek dayanımlar üretmiştir.

Deneyisel çalışmalarda CMD kısa ve uzun dönem performans özellikleri dikkate alındığında, %7 bağlayıcı oranında cüruf tipinden bağımsız olarak kısa ve uzun kür süreleri için optimum sonuçlar 1,0 modül oranında elde edilmiştir.

NPÇ numunelerinde uzun dönemdeki %5,5'lik dayanım kaybının NPC'nin asit ve sülfatlı ortamlara karşı dayanıksız olmasından ve yüksek C₃A içeriğinden kaynaklandığı öngörülmektedir (Cao vd., 1997; Cihangir & Akyol, 2018).

Wang vd. (1994), asidik, nötr ve bazik cüruf örnekleri üzerinde 0,75-3,0 arasında değişen modül oranlarında yaptığı çalışmada, 28 günlük kür süresinde en yüksek dayanım değerlerini bazik cüruf örneklerinden elde etmiştir. Bu çalışmaya göre bazik cüruf için optimum aktivatör modül oranı 1,25, nötr cüruf için 1,0 ve 1,25 ve asidik karakterli cüruf için optimum modül oranını 1,0 olarak elde edilmiştir. Shi vd. (2006), Bin (1988) ve Shi & Li (1989a,b)'ye göre, cüruf kimyasına bağlı olarak farklı aktivatörlerin aktifleştirmede farklı etkiye sahip olduğunu belirtmiştir. Bununla birlikte, sodyum silikat ile cüruf aktivasyonunda en iyi aktifleştirme koşulları için, optimum modül oranının belirlenmesi gerektiği belirtilmiştir.

Krizan & Zivanović (2002), modül oranının artmasıyla birlikte hidrasyon sürecinin uzadığını, dolayısıyla erken kür sürelerinde nispeten düşük dayanım değerleri elde edilebileceğini belirtmiştir.

Bakharev vd. (1999), 0,75, 1,0, 1,25 ve 1,5 modül oranları için, Na₂O dozajının artmasıyla dayanım değerlerinin arttığını belirtmiştir. Bu çalışmada 28 günde en yüksek dayanım değeri 1,25 modül oranında elde edilmiştir. Shi & Li (1989a), fosfor cürufu kullanarak yaptığı çalışmada, optimum dayanım sonuçlarını 0,5-1,5 modül oranları aralığında elde etmiştir. Bu modül oranlarının altında ve üstündeki değerler için, numune dayanımlarının düşük olduğu görülmüştür.

Atiş vd. (2009), 1,0:2,75:0,5 oranlarında sırasıyla bağlayıcı, kum ve su / bağlayıcı oranı, sodyum silikat modül oranı 0,75, 1,0, 1,25 ve 1,50, Na dozajı %4, %6 ve %8 koşullarında hazırlanan numunelerde 7-90 günlük basınç dayanımlarını incelemiştir. En yüksek dayanım değerleri %4 Na dozajında 1,25 modül oranında, %6 Na dozajında 0,75 modül oranında, %8 Na dozajında ise 0,75 ve 1,0 modül oranlarında elde edilmiştir. Na dozajı esas alındığında en yüksek dayanım sonuçları %8 Na dozajında elde edilmiştir. Dolayısıyla, Na veya Na₂O dozajına bağlı olarak, değişen modül oranlarında farklı dayanım sonuçları elde edilebilmektedir. Bu yüzden sabit bir cüruf örneği için modül oranı optimizasyonunda Na₂O dozajı da göz önünde bulundurulmalıdır.

Uzun kür süresindeki Ms=2,0 için düşük dayanım değerlerinin, erken kür sürelerinde aktivatör bünyesindeki çözülmüş aşırı silikat iyonlarının Ca²⁺ iyonlarıyla polimerleşerek cüruf tanelerinin üzerini kaplaması ve çözünmelerini engellemesinden kaynaklandığı düşünülmektedir (Krizan & Zivanović, 2002; Shi vd. 2006; Cihangir vd., 2018). Diğer taraftan, 0,75 modül oranındaki dayanım kayıplarının, ortamdaki fazla orandaki Na⁺ iyonları nedeniyle CMD'nin gevrekliğine yol açmasından kaynaklandığı öngörülmektedir (Bondar vd. 2011; Pacheco-Torgal vd., 2015; Cihangir vd., 2018). 1,0, 1,25 ve 1,5 Ms oranları için yüksek dayanım, dayanım hızı ve duraylılık özellikleri ise ortamdaki yeterli/dengeli alkali+çözülmüş ilave Si iyonları ile optimum silikat polimerizasyonu koşullarından kaynaklandığı söylenebilir (Krizan & Zivanović, 2002; Shi vd., 2006; Cihangir vd., 2012; Pacheco-Torgal vd., 2015; Cihangir vd. 2018).

Cihangir vd. (2015, 2018), atık ve cüruf özelliklerine bağlı olarak aktivatör dozajının ve modül oranının optimize edilmesinin gerektiğini belirtmiştir. Bu çalışmada, cüruf bileşimine bağlı olarak sodyum silikat modül oranının aktivasyonda kritik öneme sahip olduğu, kısa ve uzun dönem dayanım ve duraylılık özellikleri bakımından optimize edilmesi gerektiği anlaşılmıştır.

3.2 Modül oranına bağlı pH ve sülfat seviyelerinin değerlendirilmesi

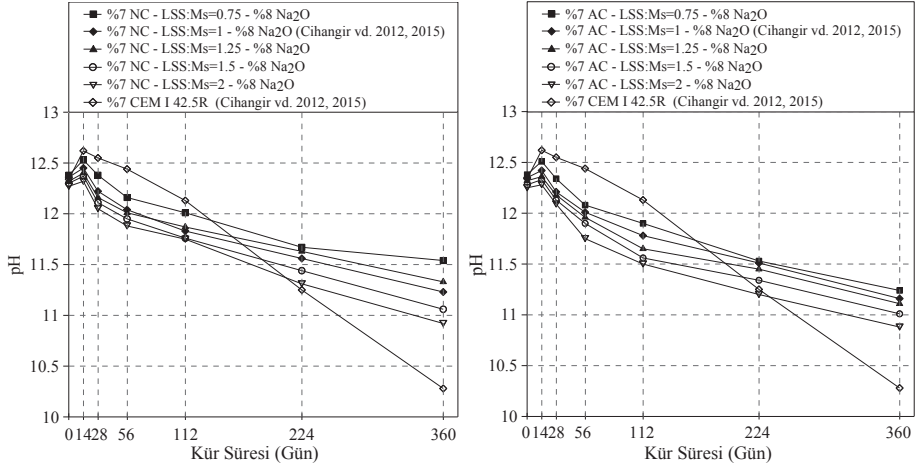
Sodyum silikat ile 0,75-2,0 arasında değişen modül oranlarında aktive edilen nötr ve asidik cüruf lar ile üretilen macun dolgu numunelerinin kür süresine bağlı pH değişimleri sırasıyla Şekil 3'te verilmiştir. NPÇ numunelerinin pH seviyeleri, 112 günlük kür süresi dahil olmak üzere, AAC numunelerinin pH seviyelerinden yüksektir. Bu kür süresinden hemen sonra, gözle görülür bir düşme eğilimi göstermiştir.

CMD numunelerinin pH seviyelerinin modül oranının azalmasıyla düştüğü (1,25 modül oranında nötr cüruf hariç) görülmektedir. Nötr cüruf numunelerinin pH seviyeleri, aynı modül oranları için, asidik cüruf numunelerinin pH seviyelerinden yüksektir. 360 günlük kür süresi sonunda nötr cüruf örneklerinin pH seviyeleri 10,92 ila 11,54, asidik cüruf numunelerinin pH seviyeleri ise 10,88 ila 11,21 aralığında seyretmiştir.

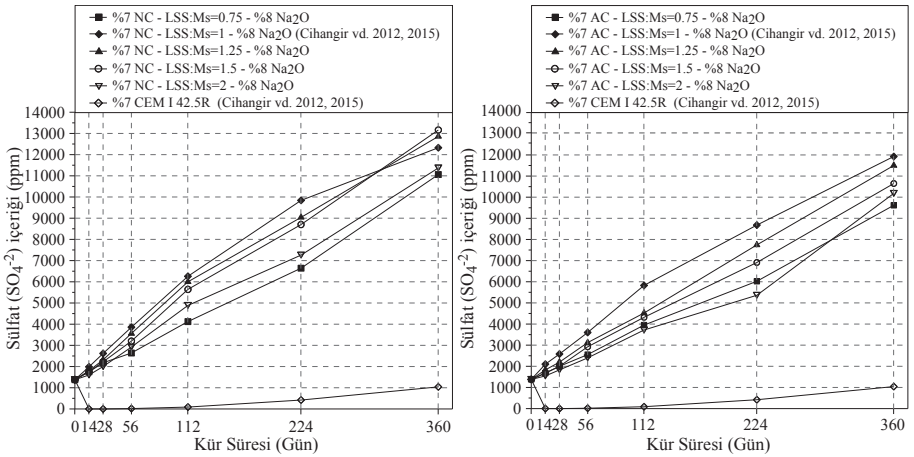
Şekil 4'te, 0,75-2,0 sodyum silikat modül oranlarında NC ve AC ile hazırlanan CMD numunelerinin sülfat içeriği değişimi verilmiştir. Başlangıçta 1380 ppm olan atık sülfat içeriği, NPÇ ilavesinden sonra 56 günlük kür süresine kadar yaklaşık sıfır seviyelerindedir. Dolayısıyla, erken

kür sürelerinde NPC numunelerinde başlangıçtaki sülfat iyonlarının tamamının tüketildiği görülmektedir. 56 günlük kür süresinden sonra ise

NPC numunelerinde sülfat içeriklerinin kür süresine bağlı olarak arttığı görülmektedir.



Şekil 3. LSS ile farklı modül oranlarında aktifleştirilmiş NC ve AC numunelerinin pH değişimine etkisi



Şekil 4. LSS ile farklı modül oranlarında aktifleştirilmiş NC ve AC numunelerinin sülfat içeriğinin değişimi

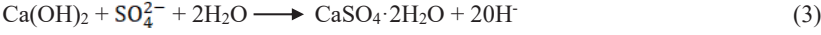
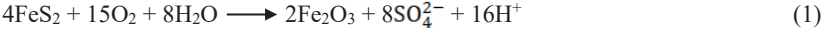
Nötr ve asidik cüruf örneklerinde ise sülfat içerikleri, bütün kür sürelerinde artma eğilimi göstermiştir. Her iki cürufta da genel olarak sülfat içerikleri 0,75 ve 2,0 modül oranlarında düşük iken, 1,0, 1,25 ve 1,5 modül oranlarında yüksektir. Aynı modül oranlarında ise nötr cüruf içeren numunelerin sülfat içeriklerinin, asidik cüruf içeren numunelerin sülfat içeriklerinden yüksek olduğu görülmüştür. 0,75 modül oranında aktifleştirilmiş cürufarla hazırlanan numunelerin sülfat içeriklerinin düşük olmasının nedenlerinden

birinin, bu modül oranındaki pH seviyesinin, diğer modül oranlarındakilere göre yüksek olmasından kaynaklandığı düşünülmektedir.

ÇMD bünyesindeki nem ve porozite nedeniyle sülfürlü mineraller oksidasyona uğrayarak asit (H^+) ve sülfat (SO_4^{2-}) (sülfürik asit: H_2SO_4) oluşumuna neden olur (1). Sülfat ürünleri de başlangıçta bazik ortamda çimento bileşeni olan C_3A ve hidratasyon ürünleriyle (portlandit) ikincil genleşme minerallerinin (etrenjit (2), alçıtaşı (3) vb.) oluşmasına neden olur (Benzaazoua vd., 1999;

Tariq & Nehdi, 2007; Ercikdi vd., 2009a,b; Cihangir vd., 2012,2015; Cihangir vd., 2018). Bu mineraller 2,2-2,8 kat genişleme potansiyelinde

olup, kristalleşme esnasında meydana gelen stres, malzeme bünyesinde çatlamlara neden olmaktadır (Sezer vd., 2008).



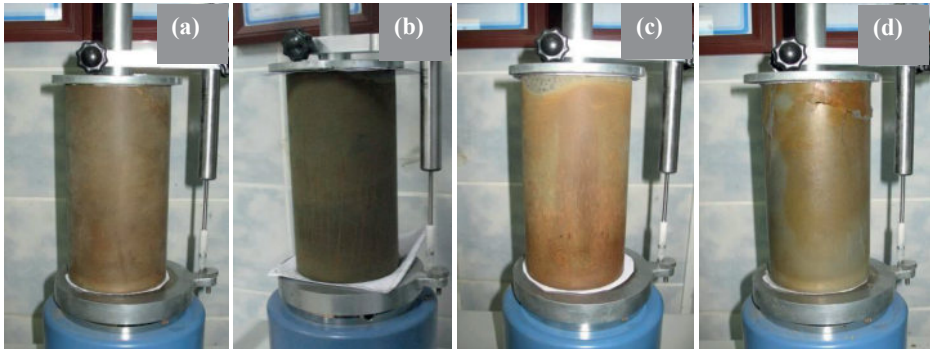
İlaveten, pH değerinin 9,0'ın altına düşmesi durumunda bağlayıcı ürünlerin yapılarının zayıfladığı ve stabiliteyi kaybettiği belirtilmektedir (Benzaazoua vd., 1999).

ÇMD numunelerinin 56-120 günlük kür sürelerinde pirit oksidasyonu nedeniyle pH seviyelerinin 12'nin altına düşmesi, bağlayıcı jel yapılarının dekalsifikasyonuna ve zayıflamasına yol açmaktadır (Shi v&e Stegeman, 2000; Cihangir vd. 2012, 2018; Cihangir & Akyol, 2018).

Aktifleştirilmiş cürufların bağlayıcı olarak kullanıldığı durumlarda, ortam pH'ının artmasıyla Si, Ca, Al ve Mg içeren oksitlerin çözülebilirlik derecelerinin de arttığı belirtilmiştir (Song ve Jennings, 1999). Artan modül oranlarında, erken kür sürelerinde uzayan hidrasyon sürecine (Krizan & Zivanović, (2002)) bağlı olarak elde edilen düşük dayanımların, yine artan modül oranlarında dolgu bünyesinde düşen pH seviyelerinden kaynaklandığı düşünülmektedir.

NPÇ numunelerinin 56 günlük kür süresine kadar sülfat iyonu seviyelerinin sıfır seviyesinde olması, bu numunelerin sülfat etkilerine maruz kaldığının, oluşan ilave sülfat iyonlarının da dolgu bünyesindeki portlandit tükenene kadar tüketildiğinin bir göstergesidir (Cihangir vd., 2012,2015,2018). Diğer taraftan, Şekil 4'ten görüleceği üzere, AAC numunelerinin bünyelerinde sülfat iyonlarının sürekli artması, AAC ile üretilen numunelerin sülfat etkilerine karşı dayanıklı olmasından kaynaklanabilir (Shi vd., 2006; Cihangir vd., 2018; Cihangir & Akyol, 2018).

Bununla birlikte değişen modül oranlarında %8 Na₂O dozajında aktifleştirilen nötr ve asidik cürufarla %7 bağlayıcı oranında hazırlanan bütün macun dolgu numunelerinin, 360 günlük kür süresi sonunda asit ve sülfat etkilerine karşı fiziksel ve kimyasal açıdan bütünlüklerini korudukları görülmüştür (Şek. 5).



Şekil 5. 360 günlük kür süresinde NC-LSS 1,0 modül (a), NC-LSS 2,0 modül (b), AC-LSS 1,0 modül (c) ve AC-LSS 2,0 modül için numunelerin fiziksel görünümü

3.3 SEM gözlemleri ve mineralojik analizler

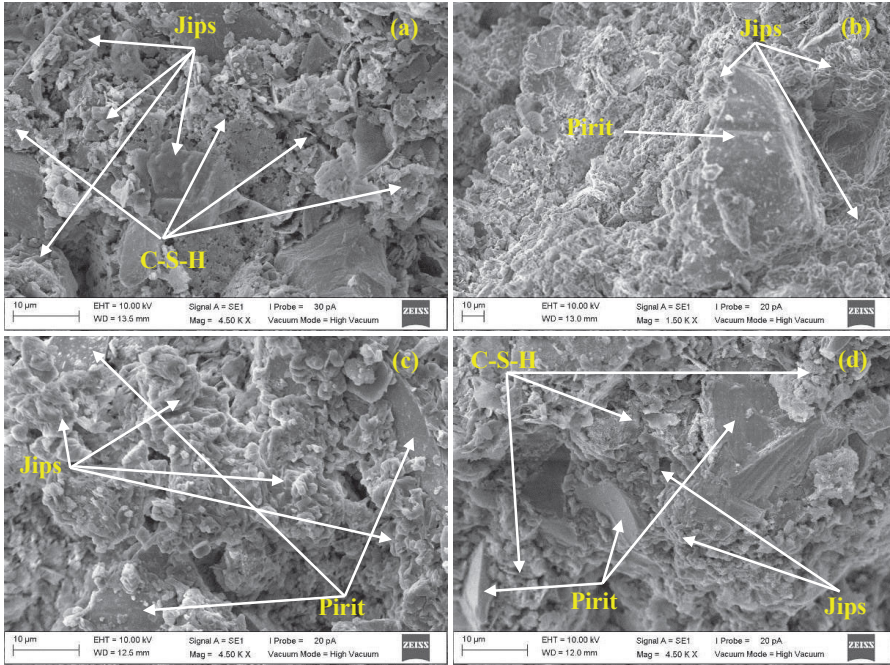
Değişen modül oranlarında aktive nötr ve asidik cürufardan hazırlanan macun dolgu numunelerinin SEM gözlemleri neticesinde, bütün numunelerde uzun dönemde jips oluşumu gözlenmiştir. Jips

oluşumu, artan modül oranlarında biraz daha az gözlenmiştir. Şekil 6'da asidik cüruf ile farklı modül oranlarında hazırlanmış olan numunelerinin 360 günlük kür süresindeki SEM görüntüleri verilmiştir. Jips minerallerinin, yaygın olarak pirit

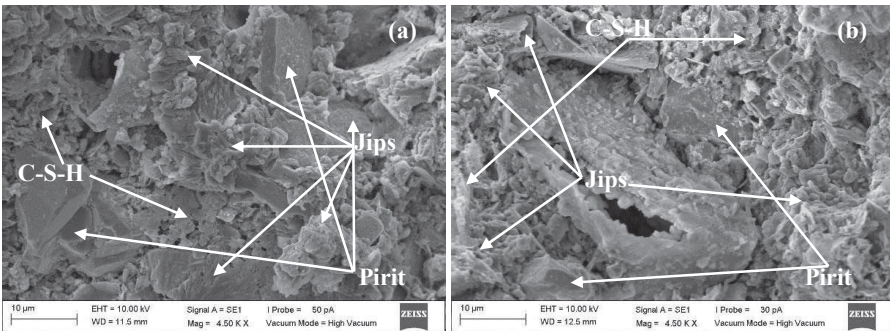
minerallerinin çevrelerinde ve onları saracak şekilde olduğu gözlenmiştir. Yapılan incelemelerden, jips minerallerinin, olduğu bölgeden itibaren dışa doğru yayılarak genişlediği gözlenmiştir. SEM gözlemlerinde, yüksek modül oranlarındaki numunelerde jips minerallerinin daha az ve seyrek, fakat lokal olarak geniş alanlara (>100 µm çap) yayılacak şekilde oluşumlar gösterdiği izlenmiştir (Şek. 6c).

Şekil 7’de ise %7 bağlayıcı oranında 0,75 ve 1,0 modül oranlarında NC ile hazırlanan numunelerin

SEM görüntüleri verilmiştir. Modül oranının azalması ile daha yaygın jips oluşumu izlenmiştir. Dolayısıyla, 0,75 modül oranında uzun dönemde görülen dayanım kayıplarının, jips oluşumlarından ve azalan modül oranlarında ortamda Si iyonlarına nazaran daha yüksek oranda bulunan Na iyonları nedeniyle macun dolgu numunelerinin dokularının gevrekleşmesi (Cihangir vd., 2015,2018) ile C-S-H yapısının fiziksel ve kimyasal özelliklerinden kaynaklandığı düşünülmektedir.



Şekil 6. 360 günlük kür süresinde AC ile 1,0- (a), 1,25- (b), 1,5- (c) ve 2,0 modül oranındaki (d) numunelerin SEM görüntüleri



Şekil 7. 360 günlük kür süresinde NC ile 0,75- (a) ve 1,0 modül oranındaki (b) numunelerin SEM görüntüleri

NPÇ numunelerinin AAC numunelerine kıyasla mikroyapısının daha gevşek olduğu, dayanım ve duraylılık kayıplarının da hem bağlayıcı jel yapısının ve zayıf mikroyapı ile oluşan ikincil ürünlerden kaynaklandığı Cihangir vd. (2012) tarafından detaylı olarak çalışılmıştır.

Modül oranın artması ile özellikle 1,0-1,5 modül oranlarında pirit yüzeylerinin daha iyi ve yoğun olarak kaplandığı gözlenmiştir. Bu durum, AAC'nin ortamdaki dengeli iyon oranında bağlı olarak yoğunlaşmasına ve polimerizasyonuna, bağlayıcı jel yapılarının yüksek Ms için Ca/Si oranının düşük+jel yapısının daha kaliteli olmasına, daha sıkı mikroyapıya sahip olmasına bağlanabilir (Erçikdi vd., 2013; Cihangir vd., 2012,2015,2018; Cihangir & Akyol, 2018).

Gerçekleştirilen XRD çekim ve mineralojik analizlerde ise jips oluşumu muhtemelen düşük bağlayıcı miktarı ve XRD cihazı ile belirlenecek oranın altında ikincil mineral oluşumu nedeniyle gözlenememiştir. XRD analizlerinde NPÇ numunelerinde de ikincil mineral oluşumu belirlenemiştir. Damidot & Glasser (1993), pH'nın 10,5'in altında olması durumunda etrenjitin duraylı olmadığını belirtmiş olup, bu durum Şekil 3 ile uyumludur. Mineralojik analizlerde, nötr ve asidik cüruf örnekleri için bütün modül oranlarında genel olarak oluşan ürünlerin benzer olduğu görülmüştür.

4 SONUÇLAR

Aktifleştirilmiş nötr ve asidik yüksek fırın cürufu ile 0,75-2,0 modül oranlarında sülfürlü atıklardan hazırlanan dolgu numunelerinin, atığın yüksek pirit ve sülfat içeriğine rağmen asit ve sülfat etkilerine karşı CEM I 42,5R numunelerine kıyasla oldukça dayanıklı olduğu görülmüştür.

AAC numuneleri CEM I 42,5R numunelerine göre uzun dönemde modül oranına bağlı olarak 2,02 ila 3,68 kat arasında daha yüksek dayanımlı dolgu üretimi sağlamıştır. CEM I 42,5R ve AAC numunelerinde uzun dönemdeki dayanım kayıpları asit ve sülfat etkilerinden kaynaklanmıştır.

NC numuneleri, erken ve uzun dönemde, AC numunelerinden yüksek dayanımlar üretmiştir.

Artan modül oranlarında hidrasyon mekanizmasının yavaşladığı görülmüştür. Bununla birlikte, macun dolguda kısa ve uzun dönem performans özellikleri dikkate alındığında cüruf tipinden bağımsız olarak 1,0 modül oranı optimum sonuçları üretmiştir.

AAC numunelerinin tamamında jips oluşumu gözlenmiştir. Modül oranının artırılması ile birlikte jips oluşumunun azaldığı izlenmiştir.

AAC kullanımına yönelik önceki çalışmalar değerlendirildiğinde, AAC'nin dolgu porozitesini düşürerek daha kompakt bir yapı oluşturmaya ve dolgunun hidrolik iletkenliğini azaltması, dolgu bünyesinden sıvı transferini de azaltacağı sonucuna varılabilir. Ancak, AAC'nin yeraltında dolgu uygulamalarında bağlayıcı olarak kullanılması durumunda dolgunun ağır metal salınımına neden olup olmayacağı, çevresel açıdan detaylı olarak araştırılmalıdır.

KATKI BELİRTME

Yazarlar, bu çalışmaya 2010.112.008.1 nolu proje ile destek veren Karadeniz Teknik Üniversitesi'ne, malzeme desteği sağlayan Çayeli Bakır İşletmeleri'ne, Ünye Çimento'ya, Karçimsa A.Ş.'ye ve Erdemir A.Ş.'ye; ayrıca, çalışmaya katkılarından dolayı, Prof. Dr. Hacı Deveci ve Maden Yüksek Mühendisi Alp TURAN'a teşekkür ederler.

KAYNAKLAR

- ASTM C39 / C39M-21., 2021. Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens.
- Annor, A., Tarr, K., Fynn, D., 2006. Mechanical properties of a composite backfill material, proceedings of the core project on deep mining, Montreal-Canada, 128-137.
- Atiş, C. D., Bilim, C., Çelik, Ö., Karahan, O., 2009. Influence of activator on the strength and drying shrinkage of alkali-activated slag mortar, Construction and Building Materials, 23, 1, 548-555.
- Bakharev, T., Sanjayan, J.G., Cheng, Y.B., 1999. Alkali activation of australian slag cements, Cement and Concrete Research, 29, 1, 113-120.
- Belem, T., Benzaazoua, M., 2004. An overview on the use of paste backfill technology as a ground support method in cut-and-fill mines. Proceedings of the 5th Int. Symp. on Ground support in Mining and Underground Construction. Villaescusa&Potvin (eds.), September 2004, Perth, Western Australia, Australia, Taylor&Francis Group, London, 637-650.
- Belem, T., Benzaazoua, M., Bussiere, B., 2000. Mechanical behaviour of cemented paste backfill, 53rd Annual Conference of the Canadian Geotechnical Society, Cilt 1, ISBN 0-920505-15-5, Montreal, Canada, 373-380.
- Benzaazoua, M., Ouellet, J., Servant, S., Newman P., Verburg, R., 1999. Cementitious backfill with high sulfur content: physical, chemical, and mineralogical characterization, Cement and Concrete Research, 29, 5, 719-725.
- Bin, Q., 1988. Investigation of alkali-steel and BFS slag cements. M.Sc. Thesis, Nanjing Institute of Chemical Technology, Nanjing, P.R. China.
- Bondar, D., Lynsdale, C.J., Milestone, N.B., Hassani, N., Ramezaniapour, A.A., 2011, Effect of type, form and

- dosage of activators on strength of alkali-activated natural pozzolans, *Cement and Concrete Research*, 33, 2, 251-260.
- Cao, H. T., Bucea, L., Ray, A. ve Yozghatlian, S., 1997. The effect of cement composition and ph of environment on sulfate resistance of portland cements and blended cements, *Cement and Concrete Composites*, 19, 2, 161-171.
- Cihangir, F., Akyol, Y., 2018. Mechanical, hydrological and microstructural assessment of the durability of cemented paste backfill containing alkali-activated slag, *International Journal of Mining Reclamation and Environment*, 32, 123-143.
- Cihangir, F., Akyol, Y., 2020. Effect of desliming of tailings on the fresh and hardened properties of paste backfill made from alkali-activated slag, *Advances in Materials Science and Engineering*, 2020, 4536257, 1-11.
- Cihangir, F., Erçikdi, B., Kesimal, A., Deveci, H., Erdemir, F., 2015. Paste backfill of high sulphide mill tailings using alkali-activated blast furnace slag: Effect of activator nature, concentration and slag properties, *Minerals Engineering*, 83, 117-127.
- Cihangir, F., Erçikdi, B., Kesimal, A., Ocak, S., Akyol, Y., 2018. Effect of sodium-silicate activated slag at different silicate modulus on the strength and microstructural properties of full and coarse sulphidic tailings paste backfill, *Construction and Building Materials*, 185, 555-566.
- Cihangir, F., Erçikdi, B., Kesimal, A., Turan, A., Deveci, H., 2012. Utilisation of alkali activated blast furnace slag in paste backfill of high-sulphide mill tailings: effect of binder type and dosage, *Minerals Engineering*, 30, 33-43.
- Clayton, S., Grice, T., Boger, D.V., 2003. Analysis of the slump test for on-site yield stress measurement of mineral suspensions, *International Journal of Mineral Processing*, 70, 1-4, 3-21.
- Damidot, D., Glasser, F.P., 1993. Thermodynamic investigation of the $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-CaSO}_4\text{-H}_2\text{O}$ system at 25 °C and the influence of Na_2O . *Cement and Concrete Research*, 23 (1), 221-238.
- Erçikdi, B., Baki, H., İzki, M., 2013. Effect of desliming of sulphide-rich mill tailings on the long-term strength of cemented paste backfill, *Journal of Environmental Management*, 115, 5-13.
- Erçikdi, B., Kesimal, A., Cihangir, F., Deveci, H., Alp, I., 2009a. Cemented paste backfill of sulphide-rich tailings: importance of binder type and dosage, *Cement and Concrete Composites*, 31, 268-274.
- Erçikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H., Alp, I., 2009b. Utilization of industrial waste products as pozzolanic material in cemented paste backfill of high sulphide mill tailings, *Journal of Hazardous Materials*, 168, 848-856.
- Pacheco-Torgal, F., Labrincha, J.A., Leonelli, C., Palomo, A., Chindaprasirt, P., 2015. Handbook of alkali-activated cements, mortars and concretes, handbook of alkali-activated cements, mortars and concretes, Elsevier, Cambridge, UK.
- Fall, M., Benzaazoua, M., Ouellet, S., 2005. Experimental characterization of the influence of tailings fineness and density on the quality of cemented paste backfill, *Minerals Engineering*, 18 (1), 41-44.
- Fall, M., Pokharel, M., 2010. Coupled effects of sulphate and temperature on the strength development of cemented tailings backfills: portland cement-paste backfill, *Cement and Concrete Composites*, 32, 819-828.
- Jiang, H., Han, J., Li, Y., Yilmaz, E., Sun, Q., Liu J., 2020. Relationship between ultrasonic pulse velocity and uniaxial compressive strength for cemented paste backfill with alkali activated slag, *Nondestructive Testing and Evaluation*, 35 (4), 359-377.
- Jiang, H., Qi, Z., Yilmaz, E., Han, J., Qiu, J., Dong, C., 2019. Effectiveness of alkali-activated slag as alternative binder on workability and early age compressive strength of cemented paste backfills, *Construction and Building Materials*, 218, 689-700.
- Kesimal, A., Erçikdi, B., Yilmaz, E., 2003. The effect of desliming by sedimentation on paste backfill performance, *minerals engineering*, 16, 10, 1009-1011.
- Kesimal, A., Yilmaz, E., Erçikdi, B., 2004. Evaluation of paste backfill test results obtained from different size slumps with varying cement contents for sulphur rich mill tailings. *Cement and Concrete Research*, 34 (10), 1817-1822.
- Kou, Y., Jiang, H., Ren, L., Yilmaz, E., Li., Y., 2020. Rheological properties of cemented paste backfill with alkali-activated slag, *Minerals*, 10 (3), 288, 1-14.
- Krizan, D. ve Zivanovic, B., 2002. Effects of dosage and modulus of water glass on early hydration of alkali-slag cements, *Cement and Concrete Research*, 32, 8, 1181-1188.
- Li, J., Yilmaz, E., Cao, S., 2020. Influence of solid content, cement/tailings ratio, and curing time on rheology and strength of cemented tailings backfill, *Minerals*, 10, 922, 1-14.
- Pokharel, M., Fall, M., 2013. Combined influence of sulphate and temperature on the saturated hydraulic conductivity of hardened cemented paste backfill, *Cement and Concrete Composites*, 38, 21-28.
- Sezer, G.İ., Ramyar, K., Karasu, B., Göktepe, A.B., Sezer, A., 2008. Image analysis of sulfate attack on hardened cement paste, *materials and design*, 29, 1, 224-231.
- Shi, C., Stegemann, J.A., 2000. Acid corrosion resistance of different cementing materials, *Cement and Concrete Research*, 30, 6, 803-808.
- Shi, C., Krivenko, P.V., Roy, D., 2006. Alkali-activated cements and concretes. 1st ed. USA: Taylor and Francis, ISBN 10:0-415-70004-3.
- Shi, C., Li, Y., 1989a. Investigation on some factors affecting the characteristics of alkali-phosphorus slag cement, *Cement and Concrete Research*, 19, 4, 527-533.
- Shi, C., Li, Y., 1989b. Effect of the modulus of water glass on the activation of phosphorus slag, *Il Cemento*, 86, 3, 161-168.
- Song, S., Jennings, H.M., 1999. Pore solution chemistry of alkali-activated ground blast-furnace slag, *Cement and Concrete Research*, 29, 2, 159-179.
- Stone, D.M.R., 1993. The optimization of mix designs for cemented rockfill, In *Proceedings 5th International Symposium on Mining with Backfill, Minefill'93*, Johannesburg, SAIMM, 249-253.
- Tariq, A., Nehdi, M., 2007. Developing durable paste backfill from sulphidic tailings, *Waste and Resource Management*, 160, 4, 155-166.
- Wang, S.D., Scrivener, K.L., Pratt, P.L., 1994. Factors affecting the strength of alkali-activated slag, *Cement and Concrete Research*, 24, 6, 1033-1043.

Use of a thermoset additive for improving load bearing performances of grouted rock bolts against thermal changes

Dolgulu kaya saplamalarının termal değişiklikler karşısında yük taşıma performanslarının iyileştirilmesi için termoset bir katkı kullanımı

E. Kömürlü

Giresun Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü, Giresun, e-mail: ekomurlu@giresun.edu.tr

ABSTRACT: A thermoset PMS (Polyvinyl modified silicone) type polymer additive effect on load bearing capacities of cement grouted rock bolt specimens exposed to thermal cycles was investigated with a series of experimental studies. The additive used in this study was in liquid phase while adding into the fresh cement mix and started to solidify by polymerization after being mixed well in the cement grout. The silicone based thermoset product was selected to use because of its ability of polymerization in contact with water. According to the results of this study, the load bearing capacity loss due to thermal cycles was found to be notably limited as a result of using the thermoset additive. Therefore, the additive tested in this study was assessed to improve resistivities of the cement grouted rock bolts against the thermal changes.

ÖZET: Termal döngülere maruz bırakılan çimento enjeksiyonlu kaya saplaması numunelerinin yük taşıma kapasiteleri üzerinde PMS tipi bir termoset polimer katkının etkisi bir dizi deneysel çalışma ile incelenmiştir. Bu çalışmada kullanılan katkı taze çimento karışımına ilave edilirken sıvı fazda olup, çimento şerbetinde iyice karıştırıldıktan sonra polimerizasyon ile katılaşmaya başlamıştır. Kullanılan termoset ürün su ile temas halinde polimerleşebilme özelliğinden dolayı tercih edilmiştir. Bu çalışmanın sonuçlarına göre, polivinil modifiyeli silikon türü termoset reçine katkısının kullanılması sonucunda termal çevrimlerden kaynaklanan yük taşıma kapasitesi kaybının oldukça azaldığı tespit edilmiştir. Bu nedenle, bu çalışmada test edilen katkı maddesinin çimento enjeksiyonlu kaya saplamalarının termal değişimlere karşı dirençlerini geliştirmek için kullanılabilir olduğu değerlendirilmiştir.

1 INTRODUCTION

Many important seasonal changes like those in temperature, water content and air humidity are generally neglected in rock engineering designs and analyses. In addition to the annual changes, there are also significant daily changes depending on the region climate. The daily changes can be rapid and make damages in repeating periods. In some continental climates, it is possible to see more than 30 °C temperature differences in a day. In comparison with underground ones, open rock engineering constructions are generally more resistless against environmental changes. Especially for long-term service life times of rock support materials like cementitious mixes, thermal differences in repeated cooling and heating cycles have an important influence on the load bearing capacity property (Jena and Panda, 2018; Komurlu and Kesimal, 2015a; Cui et al., 2020). As another matter, water saturation conditions are also considerable in the seasonal changes affect. In

particular, temperature changes causing the freezing and thawing cycles can make notable damages in case of having water saturated voids of concrete mixes and cement grouts.

In this study, thermal resistivities of the cement grout mixes used in rock bolting applications were investigated with a series of tests. From the various point of views, their high brittleness can be assessed as the most important disadvantage of ordinary cement grout mixes. The brittle characteristic causes an immediate loss of the bearing capacity as the maximum load is achieved. With an increase in the cement grout material ductility, energy absorption capacities of rock bolts increase under both static and dynamic load conditions (Li, 2017; Komurlu et al. 2017; Komurlu and Kesimal, 2017; An and Lee, 2016). Their high brittleness property also causes the poor thermal resistivity of ordinary cement grout materials. Because the crack propagation resistivities of the brittle materials are quite poor,

they are easily disintegrated owing to the thermal strain cycles.

Polymeric additives are popular to improve crack propagation resistivity, ductility and energy absorption capacity of cementitious materials. Use of polymer additives can also improve the resistivity of cementitious mixes against thermal strains (Yaragal and Ramanjaneyulu, 2016; Yaragal et al., 2015; Marthong, 2019). Besides of the using solid products like grains and fibers, a new method of adding liquid phase polymers into cement mixes was investigated within this study.

Because thermoset type polymers are in liquid phase before their polymerization reactions, they are usable for good homogenization of the cement grout mixes. Effect of the water on thermoset polymerization reactions and self-strength values of the additive are important points in terms of selecting a proper polymer product. Additionally, viscosity and solidification time of thermosets are significant parameters for the workability of the fresh cement grouts. Although polymerization reactions of thermosets are typically completed within a day, a significant solidification generally happens in two hours. Therefore, fresh cement adhesion to relevant polymer surfaces is an important parameter for the strength of the composite cement grout mixes.

Within this study, a modified silicone (MS) based thermoset polymer product was investigated as a cement grout additive. Silicones are synthetic polymers and also known as polysiloxanes. The thermoset MS polymers are in the liquid form and looks like a gel before their polymerization. They keep their elasticity and stability in both high and low temperatures. Furthermore, the MS resins, adhesives and sealants are resistant to moisture and weathering (Zander and Peng, 2018; Magalhães et al., 2019). Pure and some modified silicones like PMS types can polymerize and properly solidify in contact with water (Owen, 2017). Therefore, it was expected to appropriately use the PMS based thermoset polymer additive in cement grout mixes. The aim of using a thermoset additive is to be a kind of reinforcement in cement grout mixes. To assess its usability for improving the resistivity against thermal cycles, polymer added cement grout mixes and their adherences to steel bolts were investigated with a series of tests. Support performances of polymer added cement grouts in rock bolting applications were determined as detailed in the following title.

2 MATERIALS AND METHODS

In this study, CEM 1 type ordinary Portland cement was used in the grout mixes with the water to cement ratio of 0.45 by weight. There were three different grout mix groups with 0%, 3% and 6% polymer additives by weight. It should be noted herein that the percentages are ratios of the polymer additive to total mix by weights. The grout mixes were homogenized in a concrete mixer for 8 minutes. Within various tests, both strengths of cement grout mixes and their adherence to the steel bolts were investigated to assess the usability of the additive in terms of improving the resistivity against thermal cycles.

The uniaxial compressive strength (UCS) test was carried out to make an idea for understanding the thermoset additive effect on the weathering and strength loss resistivity of grout mixes against thermal cycles. The UCS test specimens were casted into cylindrical moulds with the inner diameter of 46 mm, compacted using tamping rods, and put on the vibration table to remove air in fresh mix. The UCS test specimens were casted into the moulds with the ratio of length to diameter of 2 in two steps for making them well compacted and removing air in the mix properly by using tamping rods after each casting steps (Fig. 1). The geometry of the UCS test specimens is suited to that stated in the ASTM C780-19 coded standard for cement mortar mixes (ASTM, 2019). Specimens with the curing time of 11 days were tested with a loading rate of 0.5 mm/min in the UCS test (Fig. 2).



Figure 1. Preparation of UCS test specimens



Figure 2. The UCS test

In addition to the strength test applied on the cement grout mixes, their adherence to steel bolt surfaces was also investigated by using the pull-out test equipment (Fig. 3). Ribbed steel rock bolts with the diameter of 12 mm and length of 500 mm were used in the pull-out test. Cement grouts were casted into the plastic moulds with the inner diameter of 96 mm. The bolts were slowly immersed after the moulds were filled to the height of 120 mm by the grout mixes. To make the bolts for standing in vertical, drilled steel plates were used on the moulds (Fig. 4). Before using the steel plates to hold bolts, grout mixes were compacted by tamping rods. In addition, bolts were gently rotated in the grout mix to supply a well contact at their surfaces. The pull-out test was performed using the rock bolt samples in 11 days cured cement grouts, with the sensitivity of 1 kN.

Within this study, the slump test was also performed to investigate workability of fresh grout mixes with different amounts of the polymeric additive. According to ASTM C143 coded standard, the slump cone with a height of 300 millimetres, an internal diameter of 100 millimetres at the top and of 200 millimetres at the bottom was filled with fresh cement grout mixes in three stages. Each layer is tamped for 25 times by using a bullet-nosed metal rod. Then, the cone

mould was carefully lifted and the slump of the mixes was evaluated by measuring the distance between the top of the grout mixes and the cone height (ASTM, 2020).

To investigate thermal changes effect on results of the UCS and pull-out tests, a refrigerator at 4 °C and a stove at 85 °C were respectively used for 16 cycles (Fig. 5). There were water tanks in the refrigerator and the stove. Specimens with and without the polymer additive were immersed in the water tanks together and had totally same thermal change procedure in water. To speed up the effect of the thermal cycles, temperature changes were applied immediately making a thermal shock in water. As 2 days cured specimens were remolded, heating at 85 °C (150 minutes) and cooling at 4 °C (150 minutes) were carried out twice a day. Specimens were kept out of water at the end of the daily thermal cycles. At the end of 16 thermal cycles, 10 days cured wet specimen surfaces were wiped before the tests. Specimens which were not exposed to the thermal cycles were cured in the room temperature and not kept in water. The pull-out test was applied on the 11th day of curing.



Figure 3. The pull-out test

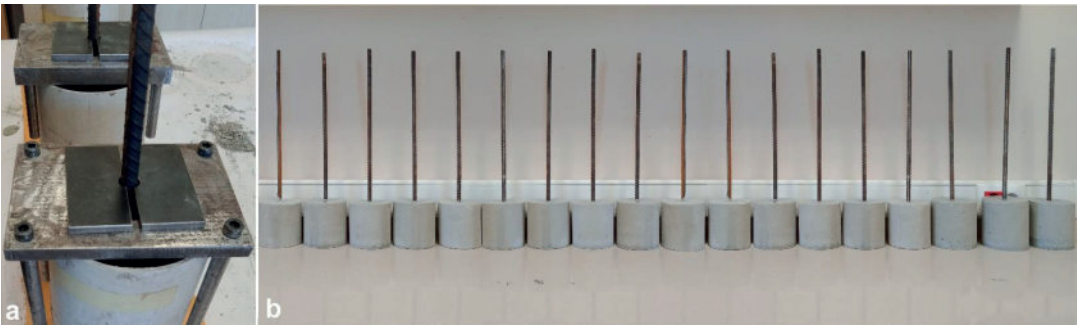


Figure 4. a) Plates for keeping bolt specimens stood vertical in grout mixes, b) grouted bolt specimens used in this study



Figure 5. Stove (a) and refrigerator (b and c) used in this study

3 RESULTS

Results obtained from the UCS test are given in Table 1. According to results of this study, UCS values of cement grouts kept under constant temperature were found to decrease with an increase in the amount of the thermoset modified silicone based additive in the mix. On the other hand, it made the specimens more resistive against losing strength under thermal changes. It is a remarkable outcome of this study to obtain nonignorable higher strength values from 3% polymer added specimens in comparison with the case of no polymer additive use. As seen from SR (Ratio of UCS test results of specimens exposed to thermal cycles to those of specimens kept under no temperature change) values given in Table 1, the grout specimens with 6% silicone content were the most resistive against strength loss due to the thermal cycles.

The slump values of grout mixes were found to decrease with increasing silicone contents. Grout

mixes with 0%, 3% and 6% PMS additives had 12 cm, 10 cm and 7 cm slump values, respectively. Considering the slump test results, it can be noted that the PMS content decreases the workability of grout mixes. Although the 3% PMS content can be assessed to cause not a big change, use of 6% additive was found to make a notable decrease in the workability of fresh cement grout mixes.

Load bearing capacities of the grouted rock bolts kept under the constant temperature were determined to slightly decrease with an increase in the amount of the polymer additive. In contrast, the additive made the grouted rock bolt specimens more resistive against losing axial load bearing capacity due to the thermal cycles. Among all the tested specimen types, the highest pull-out test loads were measured from the grouts with the 3% silicone additive. Considering the ratio of pull-out test results of specimens exposed to thermal cycles to those of specimens kept under no temperature change (LR) values, the grout specimens with 6%

silicone content were found to be the most resistive type against load bearing capacity loss due to the thermal cycles. Bolt specimens in the grouts without the polymer additive were determined to have a notable decrease of 33% (LR: 0.67) in the load bearing capacity after thermal cycles, whereas it was only 11% (LR: 0.89) decrease for 6% polymer added grout specimens (Table 2). The thermoset polymer additive amount effect on uniaxial compressive strength and pull-out test result (axial load bearing capacity) losses is also shown in Figures 6 and 7. The resistivity against the thermal cycles was assessed to be notably improved by use of the polymer additive.

Table 1. Results of the UCS test (G0: grout mix with 0% polymer additive, G3: grout mix with 3% polymer additive, G6: grout mix with 6% polymer additive, SN: Specimen number, T: thermally cycled, SD: standard deviation, SR: Ratio of UCS values of specimens exposed to thermal cycles to those of specimens kept under no temperature change, which is for a same polymer content)

Specimen type	SN	UCS (MPa)	SD for UCS (MPa)	SR for UCS (MPa)
G0	3	28.1	0.6	-
G3	3	25.9	0.6	-
G6	3	22.7	0.5	-
G0-T	3	18.5	0.7	0.66
G3-T	3	19.4	0.8	0.75
G6-T	3	18.8	0.7	0.83

Table 2. Results of the pull-out test (B0: bolts in the G0 type grout mix, B3: bolts in the G3 type grout mix, B6: bolts in the G6 type grout mix, F_{max} : Maksimum load bearing capacity, LR: Ratio of F_{max} values of specimens exposed to thermal cycles to those of specimens kept under no temperature change, which is for a same polymer content).

Specimen type	SN	F_{max} (kN)	SD for F_{max} (kN)	LR for F_{max} (kN)
B0	3	26.0	2.0	-
B3	3	23.7	1.5	-
B6	3	20.3	1.2	-
B0-T	3	17.3	2.5	0.67
B3-T	3	18.7	2.1	0.79
B6-T	3	18.0	1.7	0.89

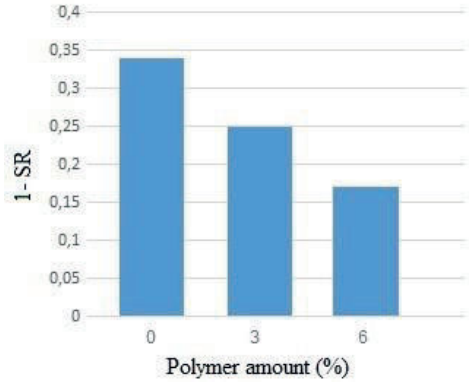


Figure 6. UCS losses after thermal cycles

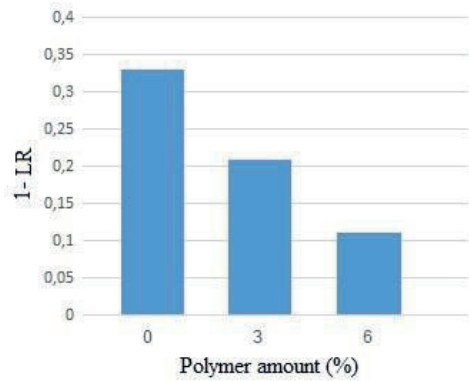


Figure 7. Losses in the pull-out test results after thermal cycles

4 DISCUSSIONS AND CONCLUSION

As confirmed by results of this study, thermal cycles caused decreases in the strength values owing to the microcracks which are induced and grown while the thermal cycles. The thermal strains can make significant damages as it is a well-known property of the brittle cementitious materials (Heidari-Rarani et al., 2014; Khan et al., 2020; Shang and Lu, 2014; Kaya et al., 2016; Keskin et al., 2017). Since the main reason for the increase in the ductility is the improvement in the crack propagation resistivity, it is an estimated result to have an improvement against the repeated strains of thermal cycles with an increase in the ductility (Groeneveld et al. 2018; Das et al., 2020; Komurlu, 2018). In a study by Komurlu, the same thermoset polymer additive with that used in this

study was investigated to determine its effect on the ductility of the cement grouts and it was reported that the additive notably improves the ductility and the energy absorption capacities of the grout mixes (Komurlu, 2020).

Because mechanical properties of polymer materials vary within a high range, a product should be individually and carefully investigated to assess about its usability (Korey et al., 2020; Komurlu and Kesimal, 2015b; Komurlu and Kesimal, 2016). Depending on the production details, same type polymer materials can exhibit significant variations in their strength values. Therefore, self-properties of a product should be examined instead of considering typical mechanical property values of a polymer material. Within further analyses, different thermosets can be investigated for the aim of making better strength properties of cement grouts. The material properties of candidate thermosets should be known before the investigation of usage to foresee an undesired result. For instance, some of the sealants like acrylic based thermoset products have a disadvantage of deterioration in contact with water during polymerization reactions (Jiang et al., 2019).

The viscosity of the cement grout materials is another important point for the assessment of the usability for a relevant engineering work. It should be noted herein that an increase in the viscosity was realized with increasing amount of the additive. In a work carried out by Komurlu, various tests were performed to determine effect of 3.5% and 7.0% same modified silicone type thermoset additive on the workability of the cement grout mixes in detail. Although it was reported that the polymer additive makes increases in the viscosity of cement grouts, 3.5% PMS additive was assessed not enough high to prevent the grouting applications by standard equipments used in a mine. On the other hand, 7% additive amount was found to need modified equipments for its systematic use and not practical for grouting in the study by Komurlu (Komurlu, 2020).

In this study, repeated thermal shocks in water were applied to investigate whether the thermoset type PMS polymer additive improves the load bearing capacities of grouted bolt specimens exposed to the temperature changes. Because the heating-cooling cycles in water are more affective instead of those in air, the water medium was preferred to speed up the influence of the thermal cycles (Komurlu, 2019; Lee et al., 2008).

The PMS polymer added cement mixes were assessed to have higher load bearing capacities

than those without the polymeric additive. Although it is not effective in case of no temperature change, the thermal resistivity was found to be notably bettered by using PMS polymer additive in the mix. Since the loss in the strength values is significantly limited by the increase in the polymer additive amount, it is possible to obtain higher load bearing capacity values from pull-out tests of 6% polymer added specimens compared to those with 3% additive under further thermal cycles.

To deal about costs, it can be noted that price of the additive used in this study is about 4 USD/kg. In first, the cost may seem a bit high. However, the additive can be usable depending on the engineering aims. The thermal resistivity is a quite important property for long-term service life times of various engineering constructions and mining openings.

As a conclusion, it can be noted that thermal resistivity of the cement grouts was determined to be improved by using the PMS type thermoset polymer additive. To extend service life times of cement grouted rock bolts exposed to the temperature changes, the PMS thermoset polymer additive was found to be usable according to the results of this study.

REFERENCES

- An, H.S. and Lee, S.D., 2016. Reinforcing effects of bolting in jointed rock mass. *International Journal of Geo-Engineering*, 7, paper no: 10. <https://doi.org/10.1186/s40703-016-0024-9>
- ASTM, 2019. ASTM C780-19: Standard Test Method for Preconstruction and Construction Evaluation of Mortars for Plain and Reinforced Unit Masonry. ASTM International, West Conshohocken, PA
- ASTM, 2020. ASTM C143/C143M-20: Standard Test Method for Slump of Hydraulic-Cement Concrete. ASTM International, West Conshohocken, PA
- Cui, S., Liu, P., Li, Z., Xu, X. and Ju, J.W., 2020. Shotcrete performance-loss due to seepage and temperature coupling in cold-region tunnels. *Construction and Building Materials*, 246, 118488. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.118488>
- Das, A., Bhuyan, M.R., Khattak, M.J., Zhang, Q., 2020. Mitigating reflective cracking in composite pavements through the use of a ductile concrete interlayer. *Construction and Building Materials*, 259, 120383. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120383>
- Groeneveld, A.B., Ahlborn, T.M., Crane, C.K., Burchfield, C.A. and Landis, E.N., 2018. Dynamic strength and ductility of ultra-high performance concrete with flow-induced fiber alignment. *Int J Impact Eng*, 111, 37-45. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2017.08.009>
- Heidari-Rarani, M., Aliha, M.R.M., Shokrieh, M.M. and Ayatollahi, M.R., 2014. Mechanical durability of an optimized polymer concrete under various thermal cyclic

- loadings – An experimental study. *Construction and Building Materials*, 64, 308–315. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.04.031>
- Jena, T. and Panda, K.C., 2018. Mechanical and durability properties of marine concrete using fly ash and silpozz. *Advances in Concrete Constructions*, 6(1), 47–68. <http://dx.doi.org/10.12989/acc.2018.6.1.047>
- Jiang, B., Oh, K.H., Kim, S.Y., He, X. and Oh, S.K., 2019. Technical evaluation method for physical property changes due to environmental degradation of grout-injection repair materials for water-leakage cracks. *Applied Sciences*, 9(9), 1740. <https://doi.org/10.3390/app9091740>
- Kaya, T., Yazıcıoğlu, S. and Çerçevik, A.E., 2016. Kaplamalı beton basınç dayanımına donma-çözülmenin etkisi. *Mühendislik Bilimleri ve Tasarım Dergisi*, 4 (2), 59–65. doi: 10.21923/jesd.12497
- Keskin, S. N. , Sungur, A. , Akan, R. and Uzundurukan, S., 2017. İnce daneli zeminlerde katkı maddelerinin ve donma-çözülme çevriminin serbest basınç dayanımına etkisi. *Mühendislik Bilimleri ve Tasarım Dergisi*, 5(3), 473–478. doi: 10.21923/jesd.321924
- Khan, M.S., Almutairi, S., Abbas, H., 2020. Mechanical properties of concrete subjected to cyclic thermal loading. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*. <https://doi.org/10.1080/19648189.2020.1782771>
- Komurlu, E., 2018. Loading rate conditions and specimen size effect on strength and deformability of rock materials under uniaxial compression. *International Journal of Geo-Engineering*, 9, paper no: 17. <https://doi.org/10.1186/s40703-018-0085-z>
- Komurlu, E., 2019. Thermal stress effect on strength loss properties of rock materials: an experimental study on thermal fatigue resistivity. *Journal of Natural Hazards and Environment*, 5, 124–133. <https://doi.org/10.21324/dacd.439006>
- Komurlu, E., 2020. An investigation of using thermoset polymer type liquid additives to improve cement grout performances in rock bolting applications. *International Journal of Geosynthetics and Ground Engineering*, 6, no: 52. DOI: 10.1007/s40891-020-00236-9
- Komurlu, E. and Kesimal, A., 2015a. An experimental study on polyurethane foam reinforced soil use as rock-like material. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 7(5), 566–572. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2015.05.004>
- Komurlu, E. and Kesimal, A., 2015b. Improved performance of rock bolts using sprayed polyurea coating. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 48, 2179–2182. <https://doi.org/10.1007/s00603-014-0696-4>
- Komurlu, E. and Kesimal, A., 2016. An experimental study on reinforcing rock columns using polymeric heated ties. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 49, 1995–2003. <https://doi.org/10.1007/s00603-015-0801-3>
- Komurlu, E. and Kesimal, A., 2017. Experimental study on usability of friction rock bolts with plastic body. *International Journal of Geomechanics*, 17(9), 04017058. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GM.1943-5622.0000960](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GM.1943-5622.0000960)
- Komurlu, E., Kesimal, A. and Aksoy, C.O., 2017. Use of polyamide-6 type engineering polymer as grouted rock bolt material. *International Journal of Geosynthetics and Ground Engineering*, Vol. 3, 37, <https://doi.org/10.1007/s40891-017-0114-6>
- Korey, M., Johnson, A., Webb, W., Dietsenberger, M., Youngblood, J. and Howarter, J., 2020. Tannic acid based pre-polymer systems for enhanced intumescence in epoxy thermosets. *Green Materials*. <https://doi.org/10.1680/jgrma.19.00061>
- Lee, J., Xi, Y. and Willam, K. 2008. Properties of concrete after high-temperature heating and cooling. *ACI Materials Journal*, 105(4), 334–341. <https://doi.org/10.14359/19894>
- Li, C.C., 2017. Principles of rockbolting design. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 9, 396–414. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2017.04.002>
- Magalhães, S., Alves, L., Medronho, B., Fonseca, A.C., Romano, A., Coelho, J.F.J. and Norgren, M., 2019. Brief overview on bio-based adhesives and sealants. *Polymers*, 11(10), 1685. <https://doi.org/10.3390/polym11101685>
- Marthong, C., 2019. Effect of waste cement bag fibers on the mechanical strength of concrete. *Advances in Materials Research*, 8(2), 103–115. <http://dx.doi.org/10.12989/amr.2019.8.2.103>
- Owen, M.J., 2017. Silicone hydrophobicity and oleophilicity. *Silicon*, 9, 651–655. <https://doi.org/10.1007/s12633-014-9188-0>
- Shang, X. and Lu, Z., 2014. Impact of high temperature on the compressive strength of ECC. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2014, 919078. <https://doi.org/10.1155/2014/919078>
- Yaragal, S.C. and Ramanjaneyulu, S., 2016. Exposure to elevated temperatures and cooled under different regimes—a study on polypropylene concrete. *Advances in Materials Research*, 5(1), 21–34. <http://dx.doi.org/10.12989/amr.2016.5.1.021>
- Yaragal, S.C., Warriar, J. and Podila, R., 2015. Strength loss contributions during stages of heating, retention and cooling regimes for concretes. *Advances in Materials Research*, 4(1), 13–22. <http://dx.doi.org/10.12989/amr.2015.4.2.013>
- Zander, L. and Peng, J., 2018. New silane-terminated polymers for sealants and adhesives. *Adhesion Adhesives and Sealants*, 15, 20–23. <https://doi.org/10.1007/s35784-018-0014-8>

KAZI MEKANİĞİ
EXCAVATION MECHANICS

Maden ve inşaat projelerinde başyukarı delme makine (BDM) uygulamaları

Raise boring machine (RBM) applications in mining and construction projects

A. Shaterpour-Mamaghani, H. Çopur, C. Balcı & D. Tumaç

İstanbul Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, İstanbul

T. Erdoğan

Sargın İnşaat ve Makine Sanayi Ticaret A.Ş., Ankara

E. Doğan

Yüksek Maden Mühendisi, İstanbul

A. Koçbay

Devlet Su İşleri Genel Müdürlüğü, Jeoteknik Hizmetler ve Yeraltı Suları Dairesi Başkanlığı, Ankara

E. Altıntaş

Efemçukuru Altın Madeni (Tüprag), İzmir

O. Şirin

Etİ Bakır A.Ş., Kastamonu

ÖZET: Başyukarı Delme Makinesi (BDM), patlayıcı madde kullanılmadan iki seviye arasında dairesel bir açıklık oluşturmak için güvenli bir yol sağlar. Bu makineler yeraltı madencilik endüstrisi için geliştirilmiştir, ancak günümüzde inşaat projelerinde giderek daha fazla kullanılmaktadır. Bu çalışmada, Küre Bakır İşletmesi, Balya Kurşun-Çinko İşletmesi, Efemçukuru Altın Madeni, Yusufeli Barajı ve HES projesinde kullanılan BDM'lerin performanslarının genel olarak değerlendirilmesi ve görgül performans tahmin modelleri geliştirilmesi amaçlanmıştır. Kazılan kayalarla ait karot numuneleri temin edilerek, bazı önemli fiziksel-mekanik özellikleri tanımlanmıştır. Kılavuz delgi ve genişletme operasyonlarında günlük ilerleme hızları, genişletici kafa torku, net çekme / itme kuvveti ve diğer BDM operasyonel ve performans parametreleri kaydedilmiştir / hesaplanmıştır. Bu araştırmaya göre, dikey (90°) kuyularda, genişletme operasyonundaki birim ilerleme hızı parametresi kayaların fiziksel-mekanik özellikleri ve tüketilen tork parametresinden tahmin edilebilmektedir.

ABSTRACT: Raise Boring Machine (RBM) provides a safe way to drill / excavate a circular hole between two levels without using explosives. These machines were developed for underground mining industry, but nowadays are increasingly used in construction projects. In this study, it is aimed to develop empirical performance prediction models and generally evaluate the performance of RBMs used in Kure Copper Mine, Balya Lead-Zinc Underground Mine, Efemçukuru Gold Mine, Yusufeli Dam and HEPP project. Core samples of the excavated rocks are obtained from the field to identify some important physical-mechanical properties. Daily advance rates, reamerhead torque, net pulling / pushing force and other RBM operational and performance parameters are recorded / calculated for pilot hole drilling and reaming operations. According to this research, in vertical (90°) raises, the unit penetration rate parameter in the reaming operation can be estimated from the physical-mechanical properties of the rocks and the consumed reamerhead torque parameter.

1 GİRİŞ

Başyukarı Delme Makineleri (BDM) madenlerde havalandırma ve cevher nakil kuyuları, karayolu ve demiryolu tünellerinin havalandırma kuyuları gibi farklı yeraltı açıklıklarının kazısında hızlı,

emniyetli ve verimli kuyu açma makinesi olarak kullanılmaktadır. Bu makineyle patlayıcı madde kullanılmadan iki seviye arasında dairesel bir kuyu açmak için güvenli bir yol sağlanmaktadır. Bu sistemin bir dezavantajı, kuyunun hem üst hem de alt seviyelerinin erişilebilir olması gerekliliğidir.

Ayrıca, bu makinelerin ilk yatırım maliyetleri yüksektir; bazı durumlarda montaj ve de-montaj süresi uzun olabilir.

Başyukarı delme yönteminde, bir kılavuz (pilot) delik önce üst seviyeden alt seviyeye doğru (küçük çapta) delinir ve ardından bu kılavuz delik bir genişletici kafa ile alt seviyeden üst seviyeye doğru genişletilir (genişletme) (8 m çapa kadar). Kılavuz delgide, çıkan pasa bir sondaj çamuru yardımıyla delikten dışarı atılır. Bununla birlikte, yukarı doğru yapılan genişletme sırasında çıkan pasa yerçekimi ile aşağı seviyeye düşer ve sonuç olarak delme / kazı sürecini daha hızlı ve ucuz hale getirir. Başyukarı delme işlemi saha hazırlığıyla başlamaktadır. Bu aşamada, taban plakasının kaya saplamaları ile sabitlendiği BDM için düz bir beton temel atılır. Güç ve hidrolik ünitelerin sahaya taşınmasından sonra, BDM kılavuz delme işlemi için hizalanır. Genelde sondaj çamuru için küçük bir çökeltme havuzu hazırlanır. Kılavuz delgide, dengeleyici (stabilizer) tijler matkap ucunu desteklemek, salınım ve eğilme gerilmelerini azaltmak için kullanılır. Başyukarı delme yöntemi, düz kontrollü delikler elde etmek için genellikle en doğru yöntemlerden biridir. Genişletme (raybalama - tarama) işi düşük bir dönme hızı ve baskı kuvveti uygulayarak kuyu ağzının (collaring) açılması ile başlar (Lislerud ve Vainionpää 1997). Daha sonra operatör, kademeli olarak dönme hızını, uygulanan torku ve net çekme kuvvetini sabit değerler elde edilinceye kadar artırır ve son tijlerde kademeli olarak BDM operasyonel parametrelerini azaltır ve bu sayede kuyu ağzının ani çökmesinin önüne geçer (Shaterpour-Mamaghani ve Bilgin 2016).

BDM'lerin kazı performansları esas olarak kayaların jeolojik-jeoteknik özelliklerine, makinenin özelliklerine ve tasarımına, kesici kafaya uygulanan kuvvet ve dönme hızı gibi operasyonel parametrelere bağlıdır. Calder (1972) delme çalışmalarından kazı hızını tahmin etmek için deneysel bir model önermiştir; buna göre, kazı hızı kayanın tek eksenli basınç dayanımı, itme kuvveti ve kuyunun çapıyla ilgilidir. Ayrıca Everell (1972)'nin belirttiği gibi başyukarı delme projelerinde verilen veriler yetersiz olduğundan dolayı, kaya özellikleri ile BDM performans parametrelerini ilişkilendirmek için yapılan girişimler yetersiz kalmıştır. Dollinger (1977), BDM'lerde optimum performans elde etmek için makinenin ilerleme hızının ve keski tüketiminin dengelenmesi gerektiğini belirtmiştir. BDM'ler için görgül tahmin modellerinde en yaygın olarak kullanılan kaya özelliği, tek eksenli basınç dayanımıydı ve önceki çalışmaların çoğunda,

genişletme operasyonlarının yalnızca anlık ilerleme hızı (anlık penetrasyon) tahmin edilmeye çalışılmıştır. Son yıllarda literatüre diğer kaya özellikleri ile BDM operasyonel ve performans parametreleri arasındaki ilişkiler de araştırılmıştır (Shaterpour-Mamaghani ve Bilgin 2016; Shaterpour-Mamaghani vd. 2018; Shaterpour-Mamaghani ve Copur 2021). Ayrıca, BDM'lerin kazı hızlarını doğru tahmin etmek için uç batırma testi gibi deneylerin yapılması gerektiği de belirtilmelidir. Literatürde uç batırma deneyleri ve bunun BDM'lerin performans tahmini için uygulanması ile ilgili birçok makale bulunmaktadır (Bilgin 1989; Dollinger vd. 1998; Bilgin vd. 2014; Shaterpour-Mamaghani vd. 2016).

Türkiye'de bu makineler son dönemde, iş güvenliğini ön planda tutan ve gelişmiş tekniklere yatkın, maden ve inşaat işletmelerinde, havalandırma ve diğer amaçlı kuyuları açmak için kullanılmaktadır. Madencilik ve tünellerlik projelerinde uygun BDM seçimi, kazı verimliliğini arttırmak ve maliyetlerde tasarruf etmek için önemli bir faktördür. Bu gerçeğin ışığında, bu çalışmanın temel amacı, Küre Bakır İşletmesi, Balya Kurşun-Çinko İşletmesi, Efemçukuru Altın Madeni, Yusufeli Barajı ve HES projesinde kullanılan BDM'lerin performanslarının değerlendirilmesi ve bu değerlendirmelere dayanarak dikey kuyularda (90°) genişletme operasyonundaki performans parametrelerinin tahmini için görgül modeller önermektir.

2 SAHA VE LABORATUVAR ÇALIŞMALARI

Sahanın jeolojisi, BDM'lerin özellikleri, operasyonel-performans verileri hakkında bilgi toplamak ve kazılacak kayaları örneklemek için Türkiye'deki farklı başyukarı delme operasyon sahaları ziyaret edilmiştir. Daha sonra sahalardan alınan numuneler üzerinde bazı önemli fiziksel-mekanik özellikleri belirlemek üzere deneyler yapılmıştır.

2.1 Genel bilgiler

Bu incelemede inşaat sektöründen bir saha ve madencilik sektöründen üç saha ziyaret edilmiştir. Bu sahalara ilişkin bazı bilgiler Çizelge 1'de özetlenmiştir. Bütün kuyular dikey (90°) şekilde açılmıştır. Kılavuz delgi çapı genel olarak bütün projelerde aynı çaptadır (~0,30 m). İncelenen kuyuların toplam uzunluğu 597,8 m'dir. Saha hazırlığı, ekipman mobilizasyonu ve galeri tahkimat işleri hariç toplam kazı süresi 193 gündür

(kılavuz delgi için 75 gün ve genişletme için 118 gün). İncelenen tüm sahalarda, genişletme işlemleri, kılavuz deliklerin aşağı doğru açılmasından sonra tek geçişte ve yukarı doğru gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 1. İncelenen başyukarı delme projelerine ilişkin genel bilgiler.

Proje yeri	Genişletme Çapı (m)	Kuyu Uzunluğu (m)	Kazı Süresi Kılavuz (gün)	Genişletme (gün)
Küre (Kuyu 3)	2,60	22,2	3	4
Balya (Kuyu 3)	2,44	198,9	18	17
Balya (Kuyu 4)	2,44	195,8	31	53
Yusufeli (Kuyu 2)	2,44	130,3	15	34
Efemçukuru (Kuyu 2)	2,44	50,6	8	10

Bu projelerde iki farklı marka BDM kullanılmıştır. Sandvik (Rhino 1088 DC) Balya Kurşun-Çinko Yeraltı Madeni, Yusufeli Barajı ve HES ile Efemçukuru Altın Maden’inde kullanılmıştır. Atlas Copco (73RH C) ise Küre Bakır Madeni’nde kullanılmıştır. Şekil 1’de kullanılan bu BDM’lerin fotoğrafları verilmiştir. Sandvik Rhino 1088 DC, maksimum 4000 kN itme kuvvetine sahip hidrolik tahrikli bir makinedir. Makine, kılavuz delmede 300 kNm ve genişletme işleminde 160 kNm torkta çalışabilmektedir. Ayrıca kılavuz delgisinde 60 rpm, genişletme işlemlerinde 21 rpm dönme hızında çalışabilir. Atlas Copco 73RH C, maksimum 4,159 kN itme kuvvetine sahip hidrolik tahrikli bir makinedir. Makine, kılavuz delmede 210 kNm ve genişletme işleminde 173 kNm torkta çalışabilmektedir. Ayrıca kılavuz delgisinde 52 rpm, genişletme işlemlerinde 17 rpm dönme hızında çalışabilir.



Sandvik Rhino 1088 DC BDM, Kılavuz delgi matkabı, genişletme kafası.



Atlas Copco 73RH C BDM, Kılavuz delgi matkabı, genişletme kafası.

Şekil 1. İncelenen sahalarda kullanılan BDM’lerin fotoğrafları.

2.2 Operasyonel ve performans verileri

BDM’lerin operasyonel ve performans parametreleri, her bir tij için kılavuz delgi ve genişletme işlemleri sırasında toplanmıştır. BDM’lerin ortalama ölçülen (dönme hızı, tork ve itme/çekme kuvveti) ve hesap edilen performans parametreleri (birim ilerleme hızı ve saha spesifik enerjisi) kılavuz delgi ve genişletme işlemleri için Çizelge 2 ve 3’te sırasıyla özetlenmiştir. Birim ilerleme hızları mm/devir olarak dikkate alınmıştır.

Çizelge 2. Kılavuz delgi işlemlerinin operasyonel ve performans verilerinin özeti.

Örnek ID	Litoloji	RPM _p (dev/dak)	T _{q-p} (kNm)	F _{wob} (kN)	p _p (mm/dev)	SE _p (MJ/m ³)
1	Bazalt ¹	27,1	4,4	130	1,40	337
2	Dasit ²	12,1	3,7	128	2,12	161
3	Kireçtaşı ²	14,7	4,1	154	2,01	186
4	Andezit ²	14,0	4,0	150	1,82	190
5	Dasit ³	17,1	4,0	173	1,15	341
6	Metasedimanter ³	16,0	4,0	165	1,34	277
7	Andezit ³	17,1	3,9	168	0,99	365
8*	Kireçtaşı ³	15,4	3,8	156	1,78	235
9	Diyabaz ⁴	18,2	5,7	189	1,09	463
10	Granodiyorit ⁴	18,6	6,1	193	1,04	495
11	Hornfels ⁵	15,3	5,1	144	1,14	461

*Kaya numunesi elde edilemediği için ID 8 (Kireçtaşı) üzerinde herhangi bir deney gerçekleştirilememiştir. Ancak, bu kaya için hem kılavuz delgi hem de genişletme operasyonel ve performans verileri verilmiştir.

(¹) Küre-Kuyu 3, (²) Balya-Kuyu 3, (³) Balya-Kuyu 4, (⁴) Yusufeli-Kuyu 2, (⁵) Efemçukuru-Kuyu 2 örnekleri.

Not: “p” alt simgesi kılavuz (pilot) delgi işlemini ifade etmektedir.

RPM: dönme hızı, T_q: tüketilen tork, F_{wob}: bit üzerindeki ağırlık (tricon bitin itme kuvveti), p: birim penetrasyon, SE: spesifik enerji.

Çizelge 3. Genişletme işlemlerinin operasyonel ve performans verilerinin özeti.

Örnek ID	Litoloji	RPM _r (dev/dak)	T _{q-r} (kNm)	F _{truss} (kN)	p _r (mm/dev)	SE _r (MJ/m ³)
1	Bazalt ¹	8,0	79	1.264	3	43
2	Dasit ²	3,3	39	607	11	5
3	Kireçtaşı ²	4,1	62	1.108	6	18
4	Andezit ²	4,0	63	1.141	9	10
5	Dasit ³	3,9	48	1000	2	41
6	Metasedimanter ³	3,8	46	974	3	29
7	Andezit ³	3,7	44	909	2	43
8*	Kireçtaşı ³	3,7	42	880	4	20
9	Diyabaz ⁴	4,0	57	937	2	49
10	Granodiyorit ⁴	4,0	64	1.074	2	60
11	Hornfels ⁵	3,9	73	1.145	3	49

*Kaya numunesi elde edilemediği için ID 8 (Kireçtaşı) üzerinde herhangi bir deney gerçekleştirilememiştir. Ancak, bu kaya için hem kılavuz delgi hem de genişletme operasyonel ve performans verileri verilmiştir.

(¹) Küre-Kuyu 3, (²) Balya-Kuyu 3, (³) Balya-Kuyu 4, (⁴) Yusufeli-Kuyu 2, (⁵) Efemçukuru-Kuyu 2 örnekleri.

Not: “r” alt simgesi genişletme (rayalama) işlemini ifade etmektedir.

RPM: dönme hızı, T_q: tüketilen tork, F_{truss}: genişletme kafasının net çekme kuvveti, p: birim penetrasyon, SE: spesifik enerji.

2.3 Laboratuvar çalışmaları ve sonuçları

Saha incelemeleri sırasında elde edilen sağlam kaya örneklerini karakterize etmek için bazı laboratuvar deneyleri yapılmıştır. Bu kayaç örnekleri, kuyuların açıldığı yere en yakın olan

sondaajlardan alınmıştır. Laboratuvarda tek eksenli basınç dayanımı, dolaylı çekme dayanımı ve elastisite modülü deneyleri Uluslararası Kaya Mekaniği Birliği tarafından önerilen yöntemlere göre yapılmıştır (ISRM 2007). Dinamik elastisite modülü ASTM D2845 (2008) standardı esas alınarak akustik P ve S dalgı hızlarından hesaplanmıştır. Bu deneylerin sonuçların Çizelge 4'te verilmiştir. Tek eksenli basınç dayanımı 44 ila 117 MPa, dolaylı çekme dayanımı 4,6 ila 16,0 MPa, statik elastisite modülü 10 ila 30 GPa ve dinamik elastisite modülü 17 ila 71 GPa arasında değişmektedir.

Çizelge 4. Numunelerin fiziksel ve mekanik özellikleri.

Örnek ID	ρ (g/cm ³)	UCS (MPa)	BTS (MPa)	E_{sta} (GPa)	E_{dyn} (GPa)
1	2,81	81,6	10,96	11,28	71,00
2	2,47	71,8	4,63	15,70	16,97
3	2,67	43,6	8,84	10,50	46,83
4	2,54	114,1	15,97	10,70	-
5	2,47	94,6	8,50	11,90	21,55
6	2,57	79,2	7,00	21,58	26,41
7	2,65	116,6	8,44	30,40	38,30
8	-	-	-	-	-
9	2,90	53,3	8,01	25,00	64,15
10	2,68	90,4	10,16	13,55	53,58
11	2,76	83,7	12,59	20,44	30,44

p: yoğunluk, UCS: tek eksenli basınç dayanımı, BTS: dolaylı çekme dayanımı, E_{sta} : statik elastisite modülü, E_{dyn} : dinamik elastisite modülü.

3 MODELLEME ÇALIŞMALARI

Saha ve laboratuvar çalışmalarından sonra, veri seti arasındaki en iyi ilişkileri bulmak için istatistiksel analiz yapılmıştır. Görgül modeller geliştirmek için doğrusal ve doğrusal olmayan çok değişkenli regresyon analizi yöntemi kullanılmıştır. Analizlerde *Minitab 2016* istatistik yazılımı kullanılmıştır. Minimum güven sınırı %75 olarak alınmıştır ve maksimum anlamlılık değeri 0.25'tir. Çoklu doğrusallık probleminden kaçınmak için (bağımsız / tahmin edici parametreler arasında yüksek korelasyon ($R \geq 0.85$)) varyans şişirme faktörü (VIF) de dikkate alınmıştır ve bu değeri 10'dan düşük olması seçilmiştir. Önerilen modellerde her bir girdi parametresinin işaretleri de dikkate alınmıştır. İşaret teorik olarak beklenen yönde değilse, o model reddedilmiştir. İstatistiksel "t" (iki kuyruklu) ve "F" (tek kuyruklu / sağ kuyruk) testleri de dikkate alınmış ve tahmin değerlerinin tablo değerlerinden büyük olması dikkate alınmıştır. Ayrıca, ölçülen (gerçekleşen) ve tahmin edilen performans ve operasyonel değerlerin 1:1 hattı etrafındaki saçılım-dağılım grafiklerine dayalı olarak da değerlendirilmiştir.

Denklemlerde verilen belirlilik katsayısı (R^2) değerleri düzeltilmiş değerlerdir. İlişkilerin gücünü belirlemek için (R^2) %50 ile %69 arasında orta derecede güçlü, %70 ile %89 arasında güçlü ve %90'a eşit veya daha büyükse çok güçlü olarak alınmıştır. R^2 değeri %50'den küçük olan ilişkiler verilmemiştir-reddedilmiştir.

Dikey kılavuz delgi birim ilerleme (delme) hızı modeli, üç konili matkap dönme hızının ve kayanın statik elastisite modülünün bir fonksiyonu olarak elde edilmiştir (Eşitlik 1); bu ilişkinin belirlilik katsayısı düşüktür. Orta derecede bir korelasyona sahip dikey genişletme birim ilerleme hızı modeli, genişletme kafasının torku, kayanın çekme dayanımı ve dinamik elastisite modülünün bir fonksiyonu olarak elde edilmiştir (Eşitlik 2).

$$p_p = 33,45 \div (E_{sta}^{0,439}) \times (RPM_p^{0,706})$$

$$R^2 = 50\% \quad (1)$$

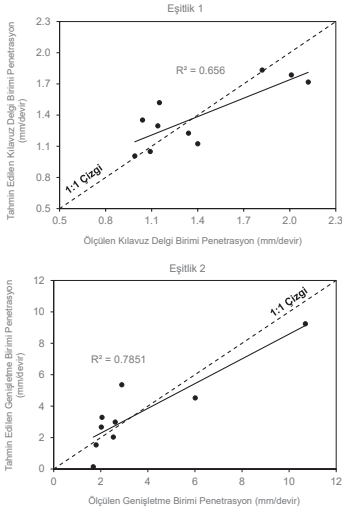
$$p_f = 0,346 T_{q-r} - 2,21 BTS - 0,113 E_{dyn} + 7,90$$

$$R^2 = 66\% \quad (2)$$

Geliştirilen bu modellerin istatistiksel değerlendirme sonuçları Çizelge 5'te verilmiştir. Görüldüğü gibi önerilen eşitlikler istatistiksel testlerden geçmektedir. Ayrıca, bu eşitlikler için ölçülen ve tahmin edilen değerlerinin dağılım grafikleri Şekil 2'de sunulmaktadır. Bu eşitliklerin güvenilirliklerini azaltan bir saçılıma sahip oldukları görülmüştür; bu nedenle dikkatli kullanılmaları gerekmektedir.

Çizelge 5. Dikey (90°) kılavuz delgi ve genişletme performans tahmini için geliştirilen modellerin istatistiksel sonuçları.

Eşitlik No.	Açıklamalar
1	Ön gösterge: Sabit / E_{sta} / RPMp
	Tahmin t-değeri: 3,43 / -2,54 / -2,27
	Tablo t-değeri: 1,83
	p değeri: 0,011 / 0,039 / 0,057
	VIF: - / 1,0 / 1,0
	R^2 (%): 61,0
	Düzeltilmiş R^2 (%): 49,9
2	Tahmin F-değeri: 5,5
	Tablo F-değeri: 3,3
	Ön gösterge: Sabit / T_{q-r} / BTS / E_{dyn}
	Tahmin t-değeri: 2,97 / 2,92 / -3,73 / -2,41
	Tablo t-değeri: 1,86
	p değeri: 0,031 / 0,033 / 0,014 / 0,061
	VIF: - / 7,1 / 4,9 / 2,1
	R^2 (%): 78,5
	Düzeltilmiş R^2 (%): 65,6
	Tahmin F-değeri: 6,1
	Tablo F-değeri: 3,6



Şekil 2. Ölçülen ve tahmin edilen dikey (90°) kılavuz delgi ve genişletme birim penetrasyon saçılım grafikleri.

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada başyukarı delme makinelerinin kılavuz delgi ve genişletme işlemlerinde birim ilerleme / delme hızı (mm/dev) parametresini tahmin etmek için iki farklı model önerilmiştir. Bu önerilen modeller dikey (90°) olarak açılacak kuyuların fizibilite aşamasında performans tahmini için kullanılabilir. Önerilen modellerde girdi parametrelerinin alt ve üst sınırları dikkate alınmalıdır. Bu modellerden elde edilen birim ilerleme / delme hızı parametresini ve dönme hızlarını kullanarak anlık ilerleme hızı (IPR, m/saat) parametresi tahmin edilebilir ve makineden faydalanma oranı kullanılarak projenin tamamlanma süresi öngörülebilir. Bu çalışmada önerilen modellerin güvenilirliğini artırmak ve hassas performans tahmin modelleri önermek için veri tabanına özellikle daha büyük genişletme çaplarına sahip BDM'ler ekleyerek devam edilebilir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmada, Aydın Shaterpour-Mamaghani tarafından yürütülen doktora araştırmasının bazı sonuçları özetlenmektedir. Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu'na (TÜBİTAK) MAG-217M729 Projesi kapsamında verdiği destek için teşekkür ederiz. Ayrıca, Eti Bakır A.Ş. Küre Bakır İşletmesi, Balya Kuşun-Çinko İşletmesi,

Efemçukuru Altın Madeni (Tüprag), DSİ Çoruh Projeleri 26. Bölge Müdürlüğü Artvin, Limak-Cengiz-Kolin ortaklığı ve Sargın İnşaat ve Makine Sanayi Ticaret A.Ş.'ye destekleri için teşekkür ederiz; onların desteği olmadan bu çalışma imkânsız olurdu.

KAYNAKLAR

- ASTM., D 2845. 2008. Standard test method for laboratory determination of pulse velocities and ultrasonic elastic constants of rock. American Society for Testing and Materials.
- Bilgin, N., 1989. Applied rock cutting mechanics for civil and mining engineers. 1st ed. Birsen, Istanbul (In Turkish).
- Bilgin, N., Copur, H., and Balci, C., 2014. Mechanical excavation in mining and civil industries. CRC Press, Taylor & Francis Group, 366 p.
- Calder, P.N., 1972. Rock mechanics aspects of large hole boring machine design. In: 8th Canadian rock mechanics Symposium, s.159-175, Canada.
- Dollinger, G.L., 1977. Choosing cutters for the best boreability. Compressed Air Magazine, Sept, s.15-19.
- Dollinger, G.L., Handewith, H.J., and Breeds C.D., 1998. Use of the punch test for estimating TBM performance. Tunnelling and Underground Space Technology, 13 (4), 403-408.
- Everell, M.D., 1972. Performance of raise borers as a function of geology and rock properties. In: Proceeding of the 8th Canadian rock mechanics symposium, November-December, Toronto, pp. 83-100.
- ISRM., 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006. In: Ulusay R, Hudson JA (eds) Suggested methods prepared by the ISRM commission on testing methods, compilation arranged by the ISRM Turkish National Group. Kozan Ofset, Ankara, p 628.
- Lislerud, A., Vainionpää, P., 1997. Application of raise boring for excavating horizontal tunnels with Rhino machines. Working report 97-56 e. Posiva Oy, Helsinki, 54 pp.
- Minitab 16 Statistical Software. (Licensed by Istanbul Technical University, Turkey).
- Shaterpour-Mamaghani, A., Bilgin, N., 2016. Some contributions on the estimation of performance and operational parameters of raise borers – A case study in Kure Copper Mine, Turkey. Tunnelling and Underground Space Technology, 54, 37-48.
- Shaterpour-Mamaghani, A., Bilgin, N., Balci, C., Avunduk, E., and Polat, C., 2016. Predicting performance of raise boring machines by using empirical models. Rock Mechanics and Rock Engineering, 49 (8), 3377-3385.
- Shaterpour-Mamaghani, A., Copur, H., 2021. Empirical prediction of reaming performance of raise boring machines based on pilot hole drilling performance, raise inclination and rock properties. Rock Mechanics and Rock Engineering, 54, 1707-1730.
- Shaterpour-Mamaghani, A., Copur, H., Dogan, E., Erdogan, T., 2018. Development of new empirical models for performance estimation of a raise boring machine. Tunnelling and Underground Space Technology, 82, 428-441.

Bazı kayaç özellikleri kullanılarak zincirli kesme makinelerinin performans tahmini

Performance prediction of chain saw machines by using some rock properties

A.E. Dursun, İ. Candemir*, & H. Özşen

Konya Teknik Üniversitesi, Konya; *Gaziemir Belediyesi, İzmir

ÖZET: Bu çalışmada, ülkemizde son yıllarda doğal taş ocaklarında blok üretimi için yaygın olarak kullanılmaya başlanan zincirli kesme makinelerinin bazı kayaç özelliklerine bağlı kesme performanslarının tahmini araştırılmıştır. Bunun için zincirli kesme makinelerinin kullanıldığı 3 farklı doğal taş ocağında ocakta performans ölçümleri yapılmıştır. İlk olarak makineler kesim yaparken bir güç analizörü yardımıyla makinenin elektrik şebekesinden çektiği bazı elektriksel parametreler ölçülerek bilgisayar ortamında kayıt edilmiştir. Daha sonra makinelere ait çeşitli kesme şartlarında net kesme hızı, güç tüketimi, spesifik enerji değerleri, zincirli kesme makinesi penetrasyon indeksi (CSPI) ve zincirli kesme makinesi alansal net kesme hızı (ANCR) değerleri hesaplanmıştır. Daha sonra doğal taş ocaklarından alınan kayaç örnekleri üzerinde kaya mekaniği deneyleri yapılmış ve kayaç özellikleri belirlenmiştir. Performans değerleri ile kayaç özellikleri istatistiksel olarak karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırma neticesinde spesifik enerji, net kesme hızı, CSPI ve ANCR değerleri ile kayaçların özellikle Schmidt sertliği, P dalga hızı ve nokta yükleme dayanımı değerleri arasında yüksek korelasyon olduğu belirlenmiştir. Bu çalışma ile uygulayıcı mühendislerin kolaylıkla zincirli kesme makinelerinin performansını, verimliliğini ve net kesme hızını bulabilecekleri modeller geliştirilmiştir.

ABSTRACT: The aim of this study is to investigate the cutting performance of chain saw machines, which have been widely used for block production in natural stone quarries in Turkey in recent years. For this, performance measurements were made in 3 different natural stone quarries where chain saw machines were used. First, some electrical parameters drawn by the machine from the electrical network were measured and recorded in the computer environment with the help of a power analyzer while the machines were cutting. Then, the net excavation speed, power consumption, specific cutting energy, chain saw penetration index (CSPI) and areal net cutting rate (ANCR) values of the machines were calculated under various cutting conditions. And then, rock mechanics tests were carried out on rock samples obtained from 3 natural stone quarries to determine some physical and mechanical properties of rocks. Performance values and rock properties were compared with statistically. As a results of statistical evaluation, it was determined that there was a high correlation between the specific energy, instantaneous cutting rates, CSPI and ANCR values and the Schmidt hardness, P wave velocity and point loading strength values of the rocks. The predictive models have been developed in this study to help field engineers to easily determine the performance, efficiency and instantaneous cutting rates of chain saw machines.

1 GİRİŞ

Son yıllarda ülkemizde doğal taş madenciliğinde zincirli kesme makineleri ile blok üretimi oldukça yaygınlaşmıştır. Doğal taşların üretimi esnasında kesilebilirlik özelliklerinin bilinmesi hem maliyet analizi hem de uzun vadeli üretim planlaması açısından büyük önem arz etmektedir. Özellikle inşaat sektörü başta olmak üzere, restorasyon, iç mimari, ev süsleme ve dekorasyon işlemlerinde doğal taşlara olan ilginin giderek artması ve aynı zamanda bu alanda faaliyet gösteren üretici firmalar arasındaki rekabetin

artması, çeşitli operasyon parametrelerinin optimize edilerek verimlilik ve maliyetler konusunda iyileştirme çalışmalarının önemini ortaya çıkarmıştır. Kesilecek kayacın fiziksel ve mekanik özelliklerine uygun çalışma parametrelerinin belirlenmesi, elde edilecek ürünlerin kalite ve maliyetleri üzerinde önemli rol oynamaktadır.

Zincirli kesme makinelerinin kazı performanslarının, ocağın fizibilite aşamasında bilinmesi önemlidir. Kesilecek kayanın fiziksel ve mekanik özelliklerine uygun makine seçimi

maliyet açısından dikkat edilmesi gereken önemli parametrelerin başında gelmektedir. Bir zincirli kesme makinesinin performansı kayanın özelliklerine, makine özelliklerine ve ocağın işletme parametrelerine bağlıdır.

Makinenin harcadığı enerji ve keski sarfiyatı maliyeti oluşturan en önemli göstergelerdir. Bu durumu en aza indirmek ise kesilecek doğal taşın fiziksel ve mekanik özelliklerinin bilinmesi ve buna bağlı performans değerlerinin belirlenmesine bağlıdır (Candemir, 2021).

Önceki çalışmalarda bu parametrelerin bazılarının kazı performansı üzerine olan etkileri incelenmiş ancak zincirli kesme makinelerinin performanslarının tahminine yönelik çok detaylı ve arazi çalışmalarını içeren çok fazla çalışma bulunmamaktadır.

Mancini ve diğ. (1992, 1994) zincirli kesme makinesinin performans tahmini için kesilen kayanın Knoop sertliği değerlerini jeostatistiksel yöntem kullanarak tahmin etmeye çalışmış ve kesici kola etkileyen kuvvetleri tahmin etmeye yarayan bir model geliştirmişlerdir. Deketh ve diğ. (1998), zincirli kesme makinelerine benzeyen kanal kazı makinelerinin kazı hızları ve keski tüketimlerine tahmin etmeye yönelik bir araştırma yapmışlardır. Mancini ve diğ. (2001), net kesme hızı ve keski aşınmaları üzerine etkili olan kaya özelliklerini belirlemek için arazide ölçümler gerçekleştirerek zincirli kesme makinelerinin performans tahmini için araştırma yapmışlardır.

Çopur (2010), laboratuvarında küçük boyutlu doğrusal kesme deneylerine dayanan zincirli kesme makinelerinin performans tahmininde kullanılmak üzere makinenin alansal net kazı hızlarının tahmini için deterministik bir model geliştirmiştir. Çopur ve diğ. (2011a), zincirli kesme makinelerinin performans tahmini için hem araziden hem de laboratuvarından elde edilen verileri kullanarak iki değişik görgül model önermişlerdir. Bu modellerden birincisinde doğal taşın tek eksenli basınç dayanımı, makine ağırlığı ve kesici kolun faydalı kesme uzunluğu gibi parametreleri kullanarak zincirli kesme penetrasyon indeksi modelini ortaya koymuşlardır. Diğer modelde ise, yardımsız kesme deneyleri ile bulunan spesifik enerji değeri, kesme kolunun kalınlığı veya zincir genişliği ile kesme için harcanan güç değeri parametrelerinden alansal net kazı hızı modelini ortaya koymuşlardır. Tumaç (2014), yaptığı çalışmada zincirli kesme makinelerinin performansının tahmini için geliştirilen alansal net kazı hızı ile zincirli kesme penetrasyon indeksi modellerini kayaların Shore sertliği değerlerini

kullanarak tahmin etmeye çalışmıştır. Dursun (2018), zincirli kesme makinelerinin performansının tahmini için geliştirilen zincirli kesme penetrasyon indeksi modelini tahmin için kayaların Schmidt çekici sertliği değerini kullanarak bir performans tahmini yapmaya çalışmıştır. Çalışkan & Yavuz (2019) yaptıkları çalışmada zincirli kesme makinelerinin kullanıldığı 4 farklı doğal taş ocağında makinelerin performanslarını araştırmışlardır. Çelik ve diğ. (2017), telli kesme yöntemi ile zincirli kesme yöntemini makinelerin kullanım şekli, delme/kesme hızları, sarf malzemesi tüketimleri, harcanan iş gücü ve iş güvenliği gibi verileri değerlendirerek karşılaştırmasını yapmışlardır.

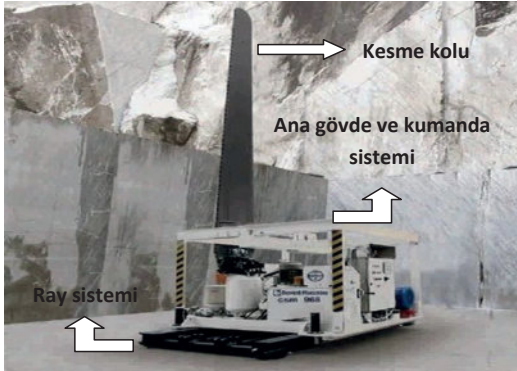
Bazı araştırmacılar ise yerli üretim olan ve yeni geliştirilen Denizli/Kaklık traverten ocağında kullanılmaya başlanan bir zincirli kesme makinesinin performansını, verimliliğini, avantajlarını ve kesim denemesi sonuçlarını analiz etmişlerdir (Demirel, 2008; Yeşilkaya ve diğ. 2009; Sarıışık ve diğ. 2009; Sarıışık & Sarıışık, 2010).

Bu çalışmada doğal taş ocaklarında kullanılan zincirli kesme makinelerinin performans tahmini için ocakta performans ölçümleri (net kazı/kesim hızı, güç tüketimi, spesifik enerji) yapılarak kesilen doğal taşın fiziksel ve mekanik özelliklerine bağlı istatistiksel tahmin modelleri oluşturularak kesme performansı üzerine en etkili kaya özelliği belirlenmeye çalışılmıştır. Ayrıca doğal taş kesimi esnasında harcanan elektrik enerjisinin kayaç özelliklerine uygun kesme şartları belirlenmesiyle tüketimi daha az miktarlara indirgenmesi hedeflenmiştir. Bu doğrultuda kullanıcılara kaya özelliklerine uygun makine seçimi ve kesme şartlarını önceden belirlemeleri için bir yol gösterici çalışma olacaktır. Böylelikle zincirli kesme makinelerinin kullanımının Türkiye’de daha da yaygınlaşarak, belirli miktarda doğal taş rezervlerinin daha etkin ve ekonomik üretimi sağlanarak ülke ekonomisinde önemli payı olan doğal taş üretiminin bilimsel metotlara dayalı yapılmasına katkı sağlanmaya çalışılmıştır.

1.1 Zincirli Kesme Makinelerinin Özellikleri

Zincirli kesme makinelerinin doğal taş endüstrisinde kullanımı, kömür kazısında kullanılan potkabaçlarda yapılan bazı tasarım değişiklikleri ile birlikte sektördeki yerini almış ve son yıllarda kullanımı iyice yaygınlaşmıştır (Karaca, 2007). Bu makineler genellikle elmas boncuklu tel kesme makineleri ile birlikte

kullanılmakta, nadiren de yalnız başlarına blok üretiminde düşey veya yatay kesimlerde kullanılabilmektedirler. Genellikle yumuşak ve orta sert olarak tanımlanan ve düşük veya orta derecede dayanıma ve aşındırıcılığa sahip olan doğal taşların açık veya yeraltı ocaklarından blok şeklinde çıkarılması için kullanılmaktadırlar. Makine, ana gövde ve kontrol panosu, kesici kol ve hareketi sağlayan ray sistemi olmak üzere üç ana ünitelerden oluşmaktadır (Şekil 1).



Şekil 1. CSM 968 Benetti marka zincirli kesme makinesi

Ray sistemi üzerinde ana gövde ve kontrol panosu hareket ederken, zincir sistemi üzerine yerleştirilen kesimler (kama tip keski) kesici kol üzerine yerleştirilmiş ve kesme işlemini gerçekleştiren ünitelerdir. Kol üzerindeki bu kesimlerin dönüşü sağlayan ve kesimi yapıldığı ana birim olan zincirin dönüşü ayrı bir motor ile ray sisteminin hareketini ise yine ayrı bir elektrik motoru ile tahrik edilen 2 ayrı hidrolik motor vasıtasıyla sağlanmaktadır. Kesici kolun uzunluğu makineyi üreten firmalara ve uygulayıcı mühendislerin isteklerine göre farklı uzunluklarda imal edilmekte olup uzunlukları yaklaşık 7-7,5 m'ye kadar olabilmektedir. Kesici kolun kesme dilim kalınlığı 42 mm (en yaygın) veya 38 mm olup yine bu da üretici firmaya bağlı olarak imal edilmektedir.

Yapılan araştırmalara göre zincirli kesme makinelerinin bazı önemli avantajlarının olduğu belirtilmiştir (Mancini ve diğ., 2001; Primavori, 2006; Çopur ve diğ., 2007a; Sarıışık ve diğ., 2009). Bu avantajları aşağıdaki gibi sıralanabilir;

- Zincirli kesme makineleri işçilik maliyetinden ve zamandan tasarruf sağlarlar.
- Blok kesimlerinde üretim ve zaman kayıplarını azaltırlar.

- Başka herhangi bir işleme gerek duymayan fabrikada işlemeye hazır doğrudan satılabilir ürün kesebilme özelliğine sahiptirler.
- Oldukça düzgün yüzeyler oluşturdıkları için ek bir blok düzeltme işlemine ihtiyaç duyulmadığı için çalışanların sağlık ve güvenliği açısından daha az toz riski ve daha az atık çıkarırlar.
- Hızlı ve kaliteli ürün ortaya çıkardıkları için diğer yöntemlere göre blok verimliliğini artırır.

Bu makinelerin en önemli dezavantajı ise; çatlaklı ve çok sert-çok aşındırıcı formasyonlarda kullanılamamalarıdır.

Zincirli kesme makinelerinin kazı performanslarının, ocağın fizibilite aşamasında bilinmesi büyük önem arz etmektedir. Bir zincirli kesme makinesinin performansı ocağın ve doğal taşın jeolojik ve jeoteknik özelliklerine, kullanılan makinenin özelliklerine ve ocağın işletme parametrelerine bağlıdır (Çopur ve diğ., 2006; 2007a; 2007b; 2011b).

2 MATERYAL VE YÖNTEM

Bu çalışmada Konya ilinde aktif olarak faaliyet gösteren ve üretimde zincirli kesme makineleri kullanılan 3 farklı doğal taş ocağında performans ölçümleri ve makinelere ait elektriksel parametreler kayıt edilmiştir. Daha sonra bu ocaklardan temin edilen doğal taş örnekleri üzerinde laboratuvarında bazı kaya mekaniği deneyleri yapılarak doğal taşların fiziksel ve mekanik özellikleri belirlenmiştir.

2.1 Arazi ölçümleri

Arazi ölçümleri yapılan doğal taş ocaklarında 55 kW'lık motor gücünde ve Konya/Meram/Çayırbağı gri bej ocağında 7,30 m, Konya/Çumra Alibeyhüyüğü gri ve Kavak kahverengi bej ocaklarında ise 7,40 m kol uzunluğuna sahip 2 farklı marka zincirli kesme makinesi kullanılmaktadır. Her iki makinenin kesme genişliği 42 mm'dir. Ocaklarda blok üretimi yapılırken tel kesme makinesi ile ilk önce alt kesimler yapılmakta olup daha sonra zincirli kesme makinesi ile düşey kesimler yapılmaktadır.

Konya/Meram/Çayırbağı gri bej ocağında basamaklarda kesme yüksekliği yaklaşık 6 metre olup kesme uzunluğu 20-40 metre arasında değişmektedir. Zincirli kesme makinesinde kesim için ise standart 8 köşe kare elmas kullanılmaktadır. Bir keski seti, uzunlukları 100

mm olan 162 adet bakladan oluşmaktadır. Set uzunluğu 1472 mm'dir. Bir sette toplam keski sayısı 199'dur. Toplam bakla veya pabuç sayısı 162 adettir.

Konya/Çumra Alibeyhüyüğü gri bej ocağında basamaklarda kesme yüksekliği yaklaşık 7 metre olup kesme uzunluğu 8-10 metre arasında değişmektedir (Şekil 2). Konya/Kavak kahverengi ocağında ise 5'er metre uzunluğunda ve 5 metre derinliğinde kesimler yapılarak ocak ağızı açma çalışmaları yapılmış ve bunun için zincirli kesme makinesi kullanılmıştır. Bu ocaklarda zincirli kesme makinesinde kesim için yıldız ve kare şeklinde kesimler kullanılmakta ve her bir keski setinde 2 kare ve 8 yıldız keski yer almaktadır. Bir sette toplam keski sayısı 153 adet olup ve 183 adet ise pabuç bulunmaktadır.



Şekil 2 Alibeyhüyüğü gri bej ocağında kesilen bir basamak görünümü (Candemir, 2021)

2.2 Elektriksel parametrelerin ölçümü

Bu çalışmada arazi ölçümlerinde ilk yapılan işlem zincirli kesme makinelerinin verimini belirlemek için makine doğal taş kesimi yaparken elektrik şebekesinden çektiği gücün ve harcadığı enerjinin belirlenmesi için bazı elektriksel parametrelerin ölçümü olmuştur. Makinenin elektrik şebekesinden çektiği elektriksel parametreleri kayıt altına almak için en yaygın olarak kullanılan yöntem mikroişlemcili bir analizör olan Entes marka MPR63 güç analizörü kullanılmıştır. MPR63 güç analizörü için hazırlanan panonun zincirli kesme makinelerinin elektrik panolarına entegre edilerek (Şekil 3) değerler kayıt altına alınmıştır (Candemir, 2021).

Kesim esnasında makinelerin çektikleri akım, gerilim, aktif güç, cosφ ve diğer bazı elektriksel parametreler MPR63 ile ölçülerek kayıt edilmiş ve

LOG okuma v1.8.4.3 yardımıyla bilgisayar ortamına aktarılmıştır. Kayıt esnasında veri bant genişliği 9600 bps, veri alma kayıt aralığı 10 sn ve aynı anda 13 parametre ölçülerek kayıt edilmiştir. Kesimler sonucunda elde edilen bu elektriksel parametreler ile birim hacimdeki kayacı kesmek için gerekli enerji miktarı olan özgül kesme enerji değeri (kWh/m^3) Eşitlik 1 yardımıyla hesaplanmıştır (Candemir, 2021).

$$SE = E_t / Q \quad (1)$$

Burada;

SE: Özgül kesme enerjisi (kJ/m^3)

E_t : kayacı keserken makinenin harcadığı toplam enerji (J), $E_t = P \cdot t$; P: ortalama güç tüketimi (kW), t: kesme zamanı (s)

Q: kesme sırasında makine tarafından kayada kesilen kanalın hacmi (m^3)



Şekil 3 Güç analizörü için hazırlanan panonun zincirli kesme makinelerinin elektrik panolarına bağlantısı (Candemir, 2021)

Arazi ölçümlerinde zincirli kesme makinesi kesim yaparken ocakta uygulanan kesme şartları ve makineye ait bazı özellikler de kayıt altına alınmıştır. Özellikle spesifik enerjinin hesaplanmasında kullandığımız kesme derinliği, zincirli kesme makinesinin blok üzerinde açtığı kesme kanalının genişliği, kesme uzunluğu gibi bazı değerler ile zincir dönüş hızı, araba ilerleme hızı, kesme kol uzunluğu, kesme açısı, keski tipi, keski sayısı, toplam motor gücü ve makinenin ağırlığı gibi zincirli kesme makinelerinin bazı özellikleri de kayıt altına alınmıştır.

2.3 Performans hesaplamaları

Kazı mekaniği prensiplerine göre bir kazı/kesme makinesinin performansını belirlemek için arazide kesim yapılırken kazıcının net ilerleme hızı değeri belirlenerek bir verimlilik değerlendirme yapılır. Bu değer kazı makinelerinde spesifik enerji değeri kullanılarak bulunduğu gibi makinenin kazdığı/kestiği alan ve bu alanı ne kadar sürede kestiği gibi bilgiler ile de bulunabilmektedir.

Herhangi bir kazı/kesme makinesinin net kazı/kesme hızı aşağıdaki Eşitlik 2 ile hesaplanabilir (Rostami ve diğ., 1994).

$$NCR = k.P_{cutting}/SE \quad (2)$$

Burada;

NCR: Net (sadece kazı/kesme yapılan zaman içindeki) kazı hızı (m³/h)

P_{cutting}: kazı makinesinin kesme gücü (kW)

SE: optimum spesifik enerji (MJ/m³)

k: kazı makinesinin tipine bağlı olarak keski ile kayaç arasındaki güç iletim katsayısıdır.

Zincirli kesme makinelerinin net kesme hızı ise toplam kesilen alanın kesimde geçen süreye bölünmesiyle hesaplanmaktadır (m²/saat).

Bunun yanında Çopur (2010) ve Tumac (2014) yaptıkları çalışmalarda arazi ölçümlerinden elde edilen veriler ile zincirli kesme makinelerinin performansını belirlemek için iki ayrı eşitlik önermişlerdir. Bunlardan ilki zincirli kesme makinesi penetrasyon indeksi (CSPI) değeridir. Bu değer Eşitlik 3 ile hesaplanmaktadır.

$$CSPI = W.H/UCS \quad (3)$$

Burada;

CSPI: zincirli kesme makinesi penetrasyon indeksi (m³)

W: Zincirli kesme makinesinin ağırlığı (ton)

H: Faydalı kesme uzunluğu (m)

UCS: Kesilen doğal taşın tek eksenli basınç dayanımı (MPa)

İkinci performans değeri ise yine Çopur 2010 tarafından önerilen zincirli kesme makinesi alansal net kesme hızı (ANCR) değeridir (Eşitlik 4).

$$ANCR = NCR/T = [0.3(P_{cutting}/1.3SE)]/T \quad (4)$$

Burada;

ANCR: Zincirli kesme makinesi alansal net kazı hızı (m²/h)

P_{cutting}: Kesme sırasında kayıtlı edilen zincirli kesme makinesinin doğal taşı kesmek için harcadığı güç (kW)

SE: Spesifik enerji değeri (kWh/m³)

T: Kesme kolunun kalınlığı veya zincir genişliği (m) olarak tanımlanır (üretici firmaya bağlı olarak 42 mm ya da 38 mm olabilmektedir)

2.4 Kaya mekaniği deneyleri

Arazi ölçümleri yapılan doğal taş ocaklarından alınan örnekler üzerinde laboratuvarında yoğunluk, tek eksenli basınç dayanımı, nokta yükleme indeksi, dolaylı çekme (Brazilian) dayanımı ve sonik hız deneyleri olmak üzere bazı kaya mekaniği deneyleri yapılmış ve örneklerin fiziksel ve mekanik özellikleri belirlenmiştir. Blok veya düzensiz şekillerde laboratuvara getirilen kaya bloklarından (Şekil 4a) karot alma makinesi ile silindirik 54 mm (NX) boyutunda her bir kayaç biriminden 20 adet karot örnekleri (Şekil 4b) alınarak ISRM (2007) standartlarına göre deneyler yapılmıştır.

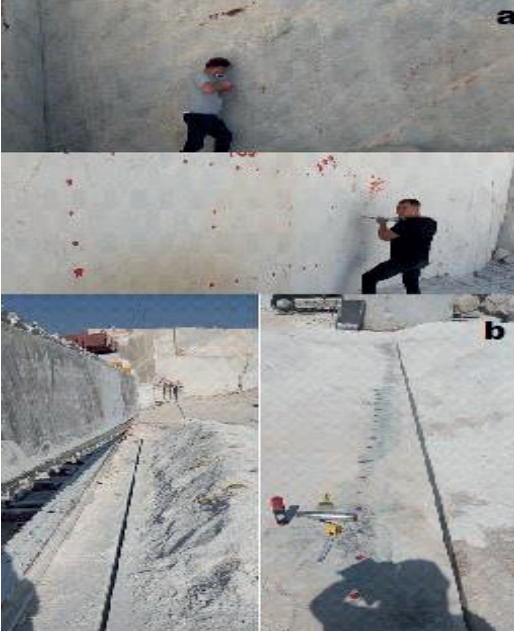


Şekil 4 Kaya mekaniği deneyleri için kullanılan blok ve karot örnekleri

Ayrıca arazide zincirli kesme makinesinin kesim yaptığı bloklar (Şekil 5a) ve kesim hatları (Şekil 5b) boyunca ortalamaya dayalı Schmidt çekici ölçümleri yapılmış ve doğal taşların Schmidt sertliği belirlenmiştir.

Kaya mekaniği deneyleri için her kayacı temsilen 20'şer adet silindirik karot örneği hazırlanmıştır. Bu 20 karotun 10 tanesinde önce Sonik hız deneyi yapılmış sonrada tek eksenli

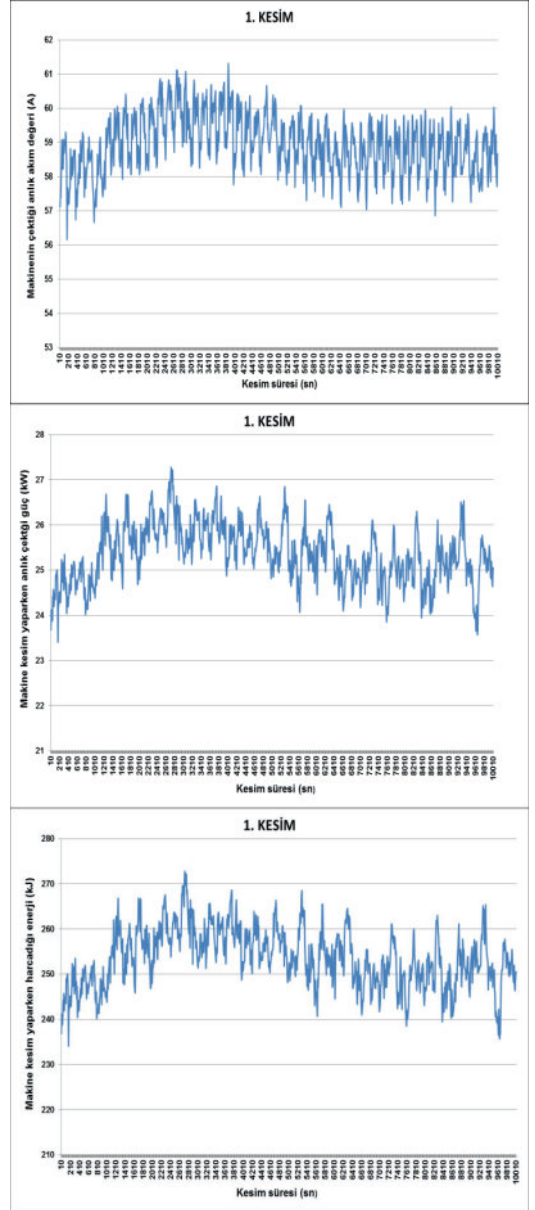
basınç deneyleri yapılmıştır. Diğer 10 karot numunesi üzerinde; nokta yükleme, yoğunluk ve Brazilian deneyleri yapılmıştır. Her kayaç türüne ait ilgili deney sonuçları yapılan deney değerlerinin ortalaması alınarak belirlenmiştir.



Şekil 5 Kesim yapılan bloklar ve kesim hattı boyunca yapılan Schmidt çekici sertlik deneyleri

3 ELDE EDİLEN VERİLER VE DEĞERLENDİRİLMESİ

Doğal taş ocaklarında elektriksel parametreler ölçülürken her ocağın uyguladığı kesme şartlarına göre veriler elde edilmiş ve bu kesme şartlarına göre hesaplamalar yapılmıştır. Ocaklarda uygulanan kesim şartları Çizelge 1’de verilmiştir. Ocakların durumuna göre belirli günlerde kesimler takip edilmiş olup Alibeyhüyükü gri bej ocağında 6, Çayırbağı gri bej ocağında 3 ve Kavak kahverengi gri bej ocağında ise 2 kesimde elektriksel parametreler kayıt altına alınmıştır. Çayırbağı ocağında 1 kesimde elde edilen elektriksel verilerin zamana bağlı değişimi Şekil 6’da gösterilmiştir. 3 farklı ocakta yapılan elektriksel parametre ölçümleri ile laboratuvarda yapılan kaya mekaniği deney sonuçları toplu olarak Çizelge 2’de verilmiştir.



Şekil 6 Çayırbağı ocağında yapılan 1. kesim sonucunda elde edilen akım-zaman, güç-zaman ve enerji-zaman değişim grafikleri

Çizelge 1. Doğal taş ocaklarında uygulanan kesim şartları

	Çayırbağı	Alibeyhüyüğü	Kavak
Kesme yüzeyi	Düşey kesim (yan yüzey)	Düşey kesim (yan yüzey)	Düşey kesim (yan yüzey)
Toplam kesme uzunluğu	Her bir kesim 6 m olup 3 ayrı kesim toplamda 18 m	Her bir kesim 10 m olup 6 ayrı kesim toplamda 60 m	Her bir kesim 5 m olup 2 ayrı kesim toplamda 10 m
Dalmada kesme uzunluğu	Dalım yok (serbest yüzey)	Dalım yok (serbest yüzey)	Dalım yok (serbest yüzey)
Faydalı kesme derinliği	6,5 m	7 m	5 m
Kesme genişliği	4,5 cm	3,45 cm	3,45 cm
Ortalama kesme hızı	90 cm/saat	70 cm/saat ve 90 cm/saat	50 cm/saat

Çizelge 2 Zincirli kesme makinesi performans özellikleri ile kesilen kayaçların fiziko-mekanik özellikleri

		Çayırbağı gri bej	Alibeyhüyüğü gri bej	Kavak kahverengi bej
KAYAÇ ÖZELLİKLERİ	Yoğunluk (gr/cm ³)	2,68 ± 0,01	2,71 ± 0,01	2,64 ± 0,01
	TEBD (MPa)	47,80 ± 10,27	41,94 ± 12,49	45,31 ± 15,07
	TEÇD (MPa)	4,24 ± 0,82	4,75 ± 2,35	6,31 ± 2,31
	Schmidt Sertliği (L tipi)	67,13 ± 1,81	64,40 ± 6,06	69,92 ± 2,73
	Vp (km/s)	6,34 ± 0,05	6,42 ± 0,07	6,21 ± 0,13
	NY (MPa)	4,83 ± 0,58	5,48 ± 1,65	4,16 ± 0,32
PERFORMANS ÖZELLİKLERİ	AKIM (A)	53,56	24,67	44,97
	GERİLİM (V)	413,42	388,85	395,37
	GÜÇ (kW)	25,57	12,47	23,50
	ENERJİ (kJ)	255,71	124,69	235,00
	SE (kJ/m ³)	145,16	52,36	272,46
	NCR (m ² /saat)	6,07	5,70	2,46
	CSPI (m ³)	1,50	1,67	1,10
	ANCR (m ² /h)	3,48	4,71	1,71

TEBD: Tek eksenli basınç dayanımı; TEÇD: Dolaylı çekme dayanımı; Vp: P dalga hızı; NY: Nokta yükleme dayanımı; SE: Spesifik enerji
 *Kayaçların fiziko-mekanik özelliklerini belirlemek için her deney için 10 adet deney yapılmış ve bu değerlerin ortalamaları alınarak sonuçlar verilmiştir.

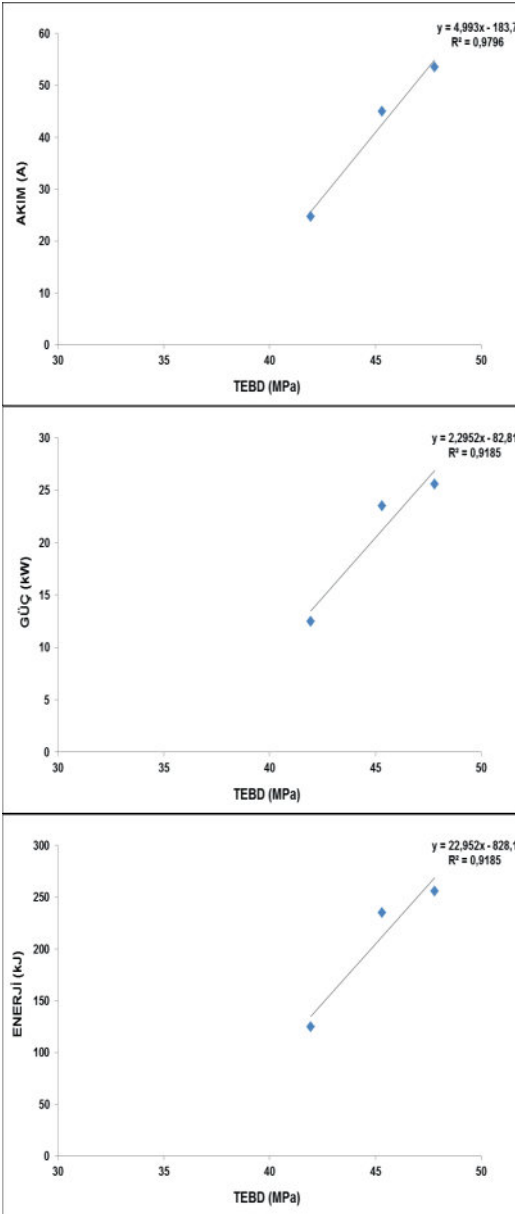
Elde edilen verilerin istatistiksel değerlendirilmesinde ilk önce kaya özellikleri ile kesimlerden elde edilen akım, güç ve enerji değerleri arasındaki ilişki incelenmiştir. Bu karşılaştırmada en yüksek R² değeri kayaçları tek eksenli basınç dayanımı ile akım, güç ve enerji değerleri arasında sırasıyla 0,98, 0,92 ve 0,91 olarak bulunmuştur (Şekil 7).

İkinci istatistiksel değerlendirme kayaç özellikleri ile kazıcı/kesici makinelerin performans tahmininde en yaygın olarak kullanılan ve bu çalışmada da elektriksel parametreler kullanılarak hesaplanan spesifik kesme enerjisi değerleri arasında yapılmıştır (Şekil 8). Buna göre kayaçların Schmidt sertliği, P dalga hızı ve nokta yükleme değerleri ile spesifik enerji değerleri arasında anlamlı ve yüksek R² değerleri 0,99 olarak bulunmuştur. Kayaçların TEÇD (R²=0,61)

değerleri ile spesifik enerji değerleri arasında ise daha zayıf ve düşük ilişki görülmüştür.

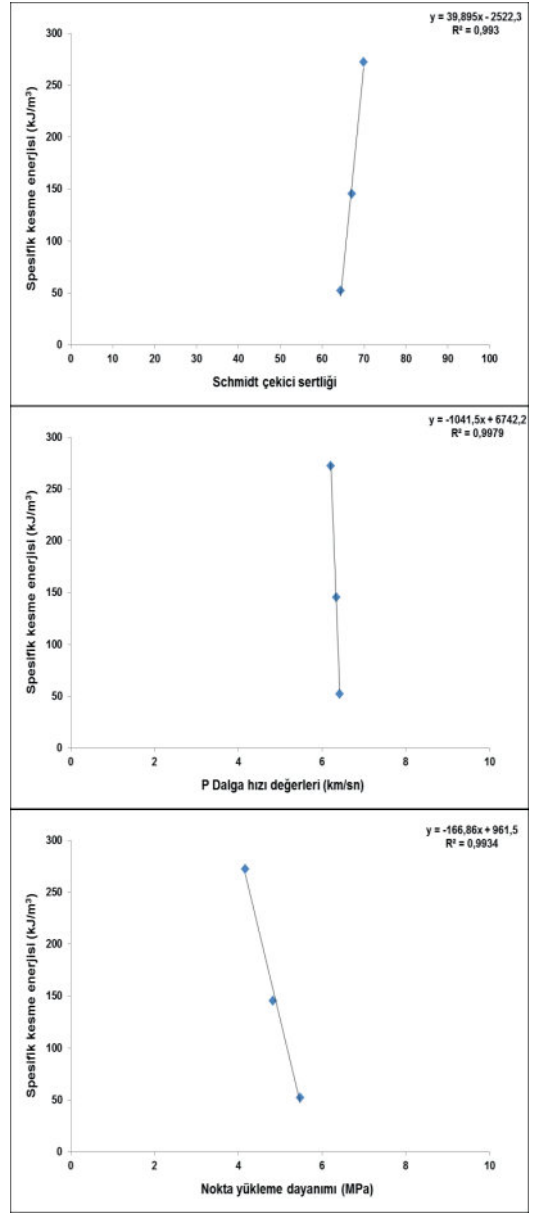
Ocaklarda kullanılan zincirli kesme makinelerine ait arazi ölçümleri sonucu hesaplanan net kesme hızı (NCR) değerleri ile kayaç özellikleri arasında istatistiksel olarak yapılan değerlendirmeler sonucunda (Şekil 9) en yüksek R² değerleri TEÇD (0,98) ve P dalga hızı (0,79) değerleri ile elde edilmiştir.

Çopur (2010) tarafından geliştirilen ve zincirli kesme makinelerinin performans tahmininde kullanılan CSPI ve ANCR değerleri arazide bazı değerlerin ölçülmesi ile Eşitlik 3 ve 4 ile hesaplanmıştır.



Şekil 7 Kayaçların tek eksenli basınç dayanımları ile kesimlerden elde edilen akım, güç ve enerji değerleri arasındaki ilişki

Ve bu değerler ile kayaç özellikleri arasında istatistiksel olarak yapılan değerlendirmeler sonucunda CSPI değerleri ile en yüksek R^2 değeri P dalgı hızı (0,99), Schmidt sertliğı (0,96) ve nokta yükleme dayanımı (0,96) değerleri arasında bulunmuştur (Şekil 10).



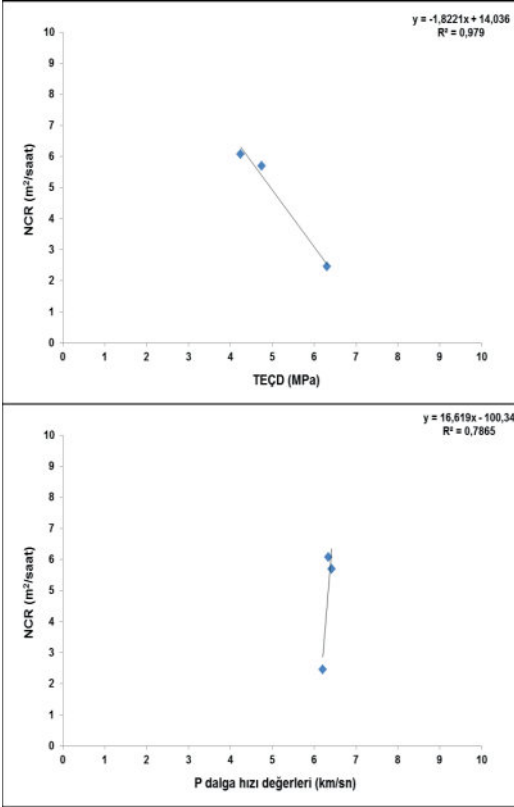
Şekil 8 Kayaçların Schmidt sertliğı, P dalgı hızı ve nokta yükleme dayanımı ile spesifik kesme enerjisi arasındaki ilişki

ANCR değerleri ile kesilen kayaç özellikleri arasında istatistiksel olarak yapılan değerlendirmeler sonucunda (Şekil 11) en yüksek $R^2=0,99$ ile Schmidt sertliğı, P dalgı hızı ve nokta yükleme dayanımı değerleri ile elde edilmiştir.

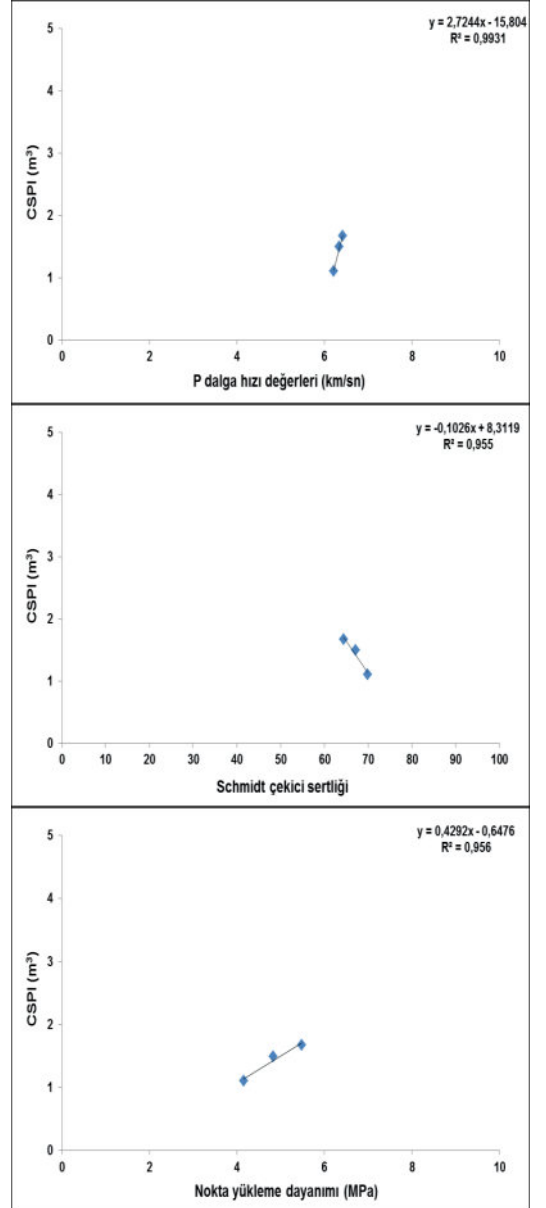
Elektriksel parametrelere dayanarak elde edilen spesifik enerji değerinden hesaplanan (Eşitlik 4) ANCR değerleri ile arazide ölçülen ANCR değerleri arasındaki ilişki Şekil 12'de verilmiştir.

Buna göre ölçülen ve tahmin edilen net kazı hızları arasında önemli bir farkın olmadığı görülmüş ve $R^2=0,76$ olarak bulunmuştur. Bu sonuca göre modelin istatistiksel olarak anlamlı ve güvenilir olduğu söylenebilir.

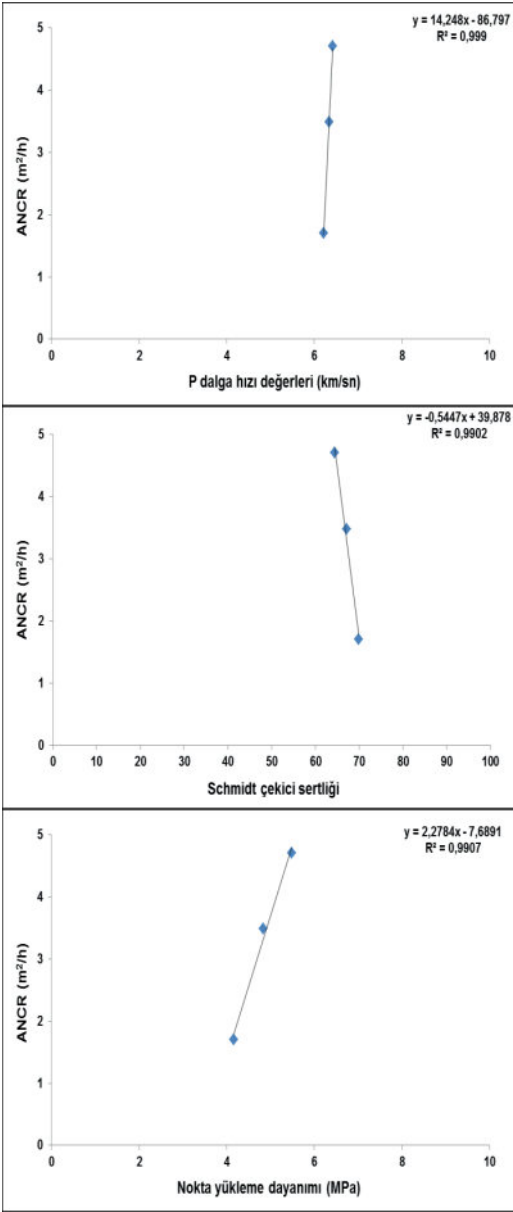
Burada aynı zamanda, elde edilen tahmin modellerinin daha hassas sonuç vermesi için veri sayısının artırılması gerektiği göz önünde bulundurulmalıdır.



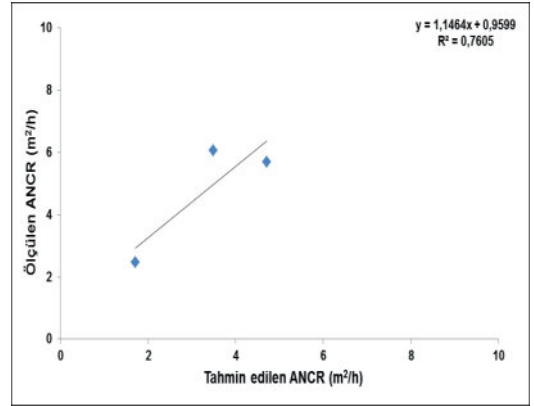
Şekil 9 Makinelerin net kesme hızı değerleri ile kayaçların TEÇD ve P dalga hızı değerleri arasındaki ilişki



Şekil 10 Makinelerin CSPI değerleri ile kayaçların P dalga hızı, Schmidt sertliği ve nokta yükleme dayanımı değerleri arasındaki ilişki



Şekil 11 Makinelerin ANCR değerleri ile kayaların P dalga hızı, Schmidt sertliği ve nokta yükleme dayanımı değerleri arasındaki ilişki



Şekil 12 Tahmin edilen ve ölçülen alansal net kazı hızları arasındaki ilişki

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada son yıllarda ülkemizde doğal taş ocaklarında blok üretimi için sıklıkla kullanılmaya başlanan zincirli kesme makinelerinin performanslarının bazı kaya özelliklerine bağlı tahmini yapılmaya çalışılmıştır. Arazide elektriksel parametreler ve performans verileri ile laboratuvar da ise kaya mekaniği deneyleri yapılarak kayaç özellikleri belirlenmiştir. Kaya özellikleri ile performans özellikleri istatistiksel olarak değerlendirilmiştir. Bu değerlendirme sonucunda elektriksel parametreler ile kayaçların tek eksenli basınç dayanımı, performans değerleri ile de kayaçların P dalga hızı, Schmidt sertliği ve nokta yükleme dayanımı arasında iyi korelasyon olduğu ve yüksek R^2 değerleri elde edilmiştir. Ayrıca bu çalışmada Çopur (2010) tarafından geliştirilen ANCR değeri elektriksel parametreler kullanılarak hesaplanan spesifik enerji değerine bağlı olarak tahmin edilmeye çalışılmıştır. İstatistiksel analiz sonucuna göre ölçülen ve tahmin edilen alansal net kazı hızları arasında anlamlı ve güvenilir bir ilişki olduğu belirlenmiştir.

Bu çalışma ile uygulayıcı mühendislerin kolaylıkla zincirli kesme makinelerinin performansını, verimliliğini ve net kesme hızını bulabilecekleri modeller geliştirilmiştir. Bu çalışmada elde edilen sonuçlar ile Çopur ve diğ. 2011a ve 2011b yaptıkları çalışmalarda elde edilen sonuçlar ile uyumlu olduğu görülmüştür. Bu çalışmanın diğer çalışmalardan farkı zincirli kesme makinelerine ait elektriksel parametreler ölçülerek doğrusal kesme deneylerine ihtiyaç duyulmadan spesifik enerji değeri hesaplanmıştır. Ayrıca bu makinelerin birçoğunun elektrik enerjisi ile çalıştığı göz önünde tutulursa bu elektriksel

parametreler kullanılarak spesifik enerji değerinin zincirli kesme makinelerinin performans tahmininde kullanılmasının daha doğru ve kolay bir yöntem olacağı düşünülmektedir. Bu çalışma, kesim yapılacak formasyona ait fiziksel ve mekanik özelliklerin bilinmesiyle kazı mekanik deneyleri yapmaksızın spesifik enerji değerlerinin tahmin edilebileceğini göstermiştir. Böylelikle kesim yapılacak formasyona uygun zincirli kesme makinesi seçiminin önceden yapılması mümkün olacaktır. Ayrıca bu çalışmada zincirli kesme makinelerinin performansını belirlemek için yaygın olarak kullanılan CSPI ve ANCR değerlerinin de bazı kayaç özelliklerinden tahmin edilebileceği görülmüştür.

KAYNAKLAR

- Candemir, İ., 2021. Doğal Taş Ocaklarında Kullanılan Zincirli Kesme Makinelerinin Kaya Özelliklerine Bağlı Performans Tahmini. Yüksek Lisans Tezi, Konya Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Konya, 119 s.
- Çalışkan, M.A ve Yavuz, H., 201. Mermer ocaklarında kullanılan zincirli kesme makinelerinin performansının araştırılması, Süleyman Demirel Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi, Cilt 23, Özel Sayı, 108-118.
- Çelik, M. Ersoy, M. Yeşilkaya, L. Kayı, Z., 2017. Mermer ocaklarında elmas tel kesme ve zincirli kollu kesme makinelerinin birlikte kullanımının incelenmesi, Politeknik Dergisi, 20(2), 459-473.
- Çopur, H. Balcı, C. Bilgin, N. Tumaç, D. Düzyol, İ., 2007a. Full-scale linear cutting tests towards performance prediction of chain saw machines, Proc. 20th Int. Mining Congress and Exhibition of Turkey-IMCET2007, TMMOB The Chamber of Mining Engineers of Turkey, Ankara, 6-8 June. Editors: C. Karpuz, M.A. Hindistan, E. Tercan. ISBN 978-9944-89-288-9, pp. 161-169.
- Çopur, H. Balcı, C. Bilgin, N. Tumaç, D. Düzyol, İ. Kekeç, N., 2007b. Doğal taş madencilğinde kullanılan zincirli kesme makinelerinin performansı". 1. Maden Makinaları Sempozyumu, TMMOB Maden Mühendisleri Odası, Dumlupınar Üniv., Kütahya, Editör: Ç. Şensöğüt. ISBN 978-9944-89-277-3, 10-12 Mayıs. ss. 37-46.
- Copur, H., 2010. Linear stone cutting tests with chisel tools for identification of cutting principles and predicting performance of chain saw machines, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 47(1):104-120.
- Çopur, H. Balcı, C. Tumaç, D. Bilgin, N., 2011a. Field and laboratory studies on natural stones leading to empirical performance prediction of chain saw machines, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 48(2), 269-282.
- Çopur, H. Balcı, C. Bilgin, N. Tumaç, D. Avunduk, E., 2011b. Zincirli kesme makinelerinin performans tahmini için görgül bir model, 3. Maden Makinaları Sempozyumu, 05-06 Mayıs, İzmir, Türkiye, 55-65.
- Deketh, H.J.R. Grima, M.A., 1998. Towards the prediction of rock excavation machine performance, Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 57, 3-15.
- Demirel, Ş., 2008. Mermer ocaklarında kollu zincirli kesme makinesinin uygulanabilirliği, 1. Ulusal Mermer ve Doğaltaşlar Kongresi, 1-2 Şubat, İzmir, 187-196
- Dursun, A.E., 2018. Performance prediction of chain saw machines using Schmidt hammer hardness, Scientific Mining Journal, 57(1), 25-33.
- ISRM, 2007. The Complete ISRM Suggested Methods For Rock Characterization, Testing and Monitoring, R. Ulusay; J.A. Hudson (Editors), Kozan Ofset Mat., Ankara, p. 156
- Karaca, Z., 2007. Mermer ocaklarında kullanılan kollu kesme makinaları, Türkiye 1. Maden Makinaları Sempozyumu, Editör: C. Şensöğüt, 10-11 Mayıs, ss.3-11.
- Mancini, R. Cardu, M. Fornaro, M., Linares, M. Peila, D., 1992. Analysis and simulation of stone cutting with microtools, Proc. III. Geoengineering Congress, Rock Excavation: The Future and Beyond, 1-2 Dec., Torino, Italy, pp. 227-236.
- Mancini, R. Linares, M. Cardu, M. Fornaro, M. Bobbio, M., 1994. Simulation of the operation of a rock chain cutter on statistical models of inhomogenous rocks, Proc. Mine Planning and Equipment Selection, Eds. Pasamehmetoglu et al., Istanbul, Turkey, October, pp. 461-468.
- Mancini, R. Cardu, M. Fornaro, M. Toma, C.M., 2001. The current status of marble chain cutting, Proc. Mine Planning and Equipment Selection, New Delhi, India, pp. 151-158.
- Primavori, P., 2006. Uses of the chain saw, Marmo Mach Int; 53:80-102.
- Rostami, J. Ozdemir, L. Neil, D.M., 1994. Performance prediction: A key issue in mechanical hard rock mining, Mining Engineering, Nov., Vol. 11, pp. 1263-1267.
- Sarışık, A. Demirel, Ş. Şimşek, A. Sarıışık, G., 2009. Kollu zincirli kesicilerin traverten ocaklarında blok üretimi verimlilik analizi, Türkiye 2. Maden Makinaları Sempozyumu, Editör: Bilir, M.E ve Ekmekçi, B., 04-06 Kasım, ss.131-144.
- Sarışık, A., Sarıışık, G., 2010. Efficiency analysis of armed-chained cutting machines in block production in travertine quarries, Journal Of South African Institute of Mining And Metallurgy, 110(8), 473-480.
- Tumac, D., 2014, Predicting the performance of chain saw machines based on shore scleroscope hardness, Rock Mechanics and Rock Engineering, 47:703-715
- Yeşilkaya, L. Ersoy, M. Çelik, M. Çatalpınar, A. 2009, Kalklık-Denizli traverten ocağında zincirli kollu kesicinin kullanımının araştırılması, Madencilik Dergisi, 48(3), 33-43.

Amasra taşkömürü havzasında kullanılan galeri açma makinasının performans incelemesi

Performance investigation of roadheader used in Amasra coal basin

H. Kıran

Maden ve Petrol İşleri Genel Müdürlüğü, ANKARA

ÖZET:

Yeraltı ocaklarında üretimin başlayabilmesi ve üretim çalışmalarının devam ettirilebilmesinin tek çözümü, yeraltında güvenli, ekonomik ve en kısa zamanda açılan galeri ve yollarla mümkün olmaktadır. Kazı işinin verimli ve ekonomik bir şekilde yapılabilmesi; kazılacak kayaya ve yapılacak kazının amacına uygun bir kazı makinasının seçimine bağlıdır. Bunun için mekanize kazı verimini etkileyen etkenlerin ayrıntılı olarak incelenmesi gerekmektedir. Kollu tip galeri açma makinesi kullanımı, özellikle son yıllarda gelişen kazı teknolojileriyle birlikte, madencilik yatırımlarında daha hızlı ve daha az masraflı hazırlık çalışmaları yapılabilmesini sağlamaktadır. Kollu tip galeri açma makinelerinden olan AM105 Tipi Kollu Galeri Açma Makinası günümüzde pek çok farklı projede kullanılmaktadır. Bu çalışmada AM105 Tipi Kollu Galeri Açma Makinası'nın teknik özellikleri kısaca açıklanmış, Kollu Galeri Açma Makinaları için Ampirik Performans Tahmin Yöntemleri hakkında bilgilendirme yapılmış, Amasra-B sahasında 2202 nolu Güneydoğu üretim desandresinde çalışmakta olan AM105 model kollu galeri açma makinesinin 4 aylık performans hakkında farklı ampirik performans tahmin yöntemleri üzerinden hesaplamalar yapılmış ve sonuçları detaylı şekilde değerlendirilmiştir. Söz konusu çalışma ile ilgili olarak daha önce Amasra Havzası'nda kollu galeri açma makinası performans değerlendirmesi için yapılmış çalışmalardan kısaca bahsedilerek ve sonuçları ile yapılan çalışmanın sonuçları karşılaştırılmıştır.

ABSTRACT:

The only solution to start production in underground quarries and to continue production is possible with underground galleries and roads that are opened safely, economically and as soon as possible. Excavation work can be done efficiently and economically, depends on the selection of an excavation machine suitable for the rock to be excavated and the purpose of the excavation to be made. So, the factors affecting the efficiency of mechanized excavation should be examined in detail. The use of roadheader, especially with the excavation technologies that have developed in recent years, enables faster and less costly preparatory work in mining investments. Information will be explained about Empirical Performance Estimation Methods for Roadheader. AM105 Type Roadheader, which is one of the roadheader, is used in many different projects today. In this study, the technical features of the AM105 Type roadheader will be briefly explained and calculations will be made on the 4-month performance of the AM105 model roadheader, which is working at the Southeastern production inclined shaft N.2202 in Amasra-B field, through different empirical performance estimation methods, and the results will be evaluated in detail. Regarding the aforementioned study, the previous studies for the performance evaluation of the Roadheader in Amasra Basin will be briefly mentioned and the results of the study will be compared with the results.

1 GİRİŞ

Kollu galeri açma makinaları madencilik ve inşaat uygulamalarında yaygın olarak kullanılmakta olup son yıllarda ivmelenen teknolojik gelişmeler ve tünellerlik faaliyetlerini daha hızlı ve daha az masraflı yapma arzusu neticesinde kollu galeri açma makineleri (KGAM) günümüzde tünel açma işlerinde ve madencilikte yaygın olarak kullanılmaya başlanmıştır. Değişik sertlik değerlerine sahip formasyonlarda kullanılabilir

olmaları hızlı ve yüksek verimde çalışma imkânı sunmaları, bu makinelerin tercih edilme nedenlerinin başında gelmektedir. Bu çalışmada, Amasra'da Hattat Enerji ve Maden Ticaret A.Ş. tarafından yeraltı işletme faaliyetlerinde galeri açmada kullanılan galeri açma makinasının performans analizi ve keski sarfiyatları izlenmiştir. Bu makine ile yüz yirmi günlük ilerleme kayıtları tutularak, kayıtlara göre çizelgeler oluşturulmuştur. Gözlem noktasından alınmış olan kayaç örnekleri üzerinde laboratuarda dayanım (tek eksenli basınç

ve Brezilian çekme) ve aşındırıcılık (Cerchar aşınma indeksi) deneyleri yapılmıştır. Saha gözlemleri ve laboratuvar sonuçlarına bağlı olarak, travers kafalı kollu galeri açma makineleri için geliştirilmiş ampirik modellerle yapılan performans tahminleri ve AM105 kollu galeri açma makinasının sahadan alınmış olan gerçek performans değerleri karşılaştırılmıştır. Sahada gerçekleşen performans değerleri ile bazı tahmin modelleri değerlerinin birbirine benzerlik gösterdiği gözlemlenmiştir.

1.1 Galeri Açma Makinelerinin Tarihçesi

1950'li yıllarda Macaristan kömür madenlerinde kullanılmış olan F2 makinesi, bilinen ilk galeri açma makinesidir. Bu makine ile basınç dayanımları 40 MPa'a kadar olan kömür ve yumuşak kayalar kesilebilmekteydi. F2 tip galeri açma makinesinde bir çift kesici kafa 37,3 kW'lık bir elektrik motoruyla kol eksenli dönme eksenli dik olacak şekilde çalışmaktaydı (Hekimoğlu ve Fowell, 1988). Daha sonra 1960'lı yıllarda kol eksenli dönme eksenine paralel çalışan PK3 tipi makineler Sovyetler Birliği'nde yapıldı. Bu ilk makinelerde yürüyüş ünitesi paletli tipteydi (Hekimoğlu ve Fowell, 1988). İlk galeri açma makineleri hafif tipte olup ilerleyen teknoloji ve artan ihtiyaçlara bağlı olarak ağır ve güçlü makineler geliştirilmiştir.

Günümüzde galeri açma makinelerinin ağırlıkları 120 tonu ve kesici kafa motor gücü 300 kW'ı geçebilmektedir (Hekimoğlu ve Fowell, 1988). Kazı yapılacak kayaca ilişkin parametreler kollu galeri açma makinası (KGAM) seçilirken göz önüne alınması gereken en önemli kriterlerden birisi hiç şüphesi kazısı yapılacak kayacın özellikleridir. Kayaca ait mekanik özellikler, temel olarak tek eksenli basınç (UCS) ve çekme dayanımları (BTS) kayacın kesilebilirliklerine dolayısıyla da makinenin performansına ilişkin fikir verebilmekte olup tek başına yeterli bir kriter olmadığı da bilinmektedir (Fowell ve Pycroft, 1980). Kayacın spesifik/özgül enerjisinin (SE) hesaba katılması kesilebilirlik konusunda en doğru sonuçların alınmasını sağlamaktadır. Yerinde yapılan çalışmalarda alınmış olan veriler ile kesme deneyleri vasıtasıyla kayacın spesifik enerjisi belirlenip kayacın için kesilebilirlik sınıflandırılması oluşturulur. Oluşturulan sınıflandırılmaya göre en uygun kollu galeri açma makinesi seçimi ve kesici uç sarfiyatı ile ilgili tahminleri de yapılmaktadır.

Kollu galeri açma makinelerinin seçiminde göz önüne alınması gereken kriterlerden birisi de makineye ait karakteristik niteliklerdir. Başta

makinenin kesici kafa gücü olmak üzere toplam kurulu güç ve makine ağırlığı makinenin sınıflandırmasında önemlidir (Hekimoğlu ve Fowell, 1988). Kesilebilirliklerin yanı sıra kayacın aşındırıcılık değeri makine seçimine etki eden önemli faktörlerdendir. Kayaç içerisindeki kuvars miktarı aşındırıcılık değerini (CAI) belirleyen en önemli faktörlerden biridir. Kollu galeri açma makinelerinin seçiminde göz önüne alınması gereken kriterlerden birisi de makineye ait karakteristik niteliklerdir. Başta makinenin kesici kafa gücü olmak üzere toplam kurulu güç ve makine ağırlığı makinenin sınıflandırmasında önemlidir (Hekimoğlu ve Fowell, 1988). Kesici kafa tasarımının da makine ile kayaç arasındaki geçiş zonunu oluşturmaya nedeniyle önemli olduğu ve geçmiş yıllarda İngiliz Kömür Kurumu'na imalatçı firmalardan bu konuda tasarım çalışmaları yapılmasını istediği bilinmektedir (Holt vd., 1984).

Günümüzde tedarikçi firmalar proje bazında, çalışılan kayacın özelliklerine göre kesici kafa tasarımı yapmaktadır. Galeri açma makinesinin işletme maliyetlerine olan en büyük etkisi kesici uç sarfiyatından oluşmaktadır. Buna ek olarak çalışma sırasında oluşan titreşimlerden vb. nedenlerden ötürü hidrolik sistemlerde, hortum, piston ve bağlantı elemanlarında ve ayrıca yükleme ünitesinde meydana gelen aşınmalar nedeniyle de parça değişimleri gerçekleşmektedir. Bu da işletme maliyetine dolayısıyla ekonomik bir makine seçimine etki eden parametrelerden birisidir (Bilgin vd., 2014). Seçilen kollu galeri açma makinesiyle yapılan kazının verimli olması için makine özelliklerine bağlı olmayan birtakım parametreler de mevcuttur. Örneğin, kazı yapılacak galeri kesiti, nakliyatı, havalandırmayı, malzeme ve ekipmanın nakliyatını etkilemektedir. Bu parametreler kazı veriminin değişmesine neden olabilmektedir. Bu parametrelerin değiştirilememesi durumunda ise kollu galeri açma makinasının modelinin veya boyutlarının değiştirilmesi gerekecektir.

1.2 Amasra Taşkömürü Havzası ve Geçmiş Dönemde Yapılan Çalışmalar

Türkiye'nin en büyük taşkömürü rezervlerine sahip Amasra'da üretim çalışmaları 1848 yılında başlatılmıştır. 50 km² alana sahip olan saha 1953 yılında EKİ Müessesesine devredilmiştir. TTK ATİ Müessesesi tüzel kimliği ile üretim ise 1984 yılından bu yana devam etmektedir. Amasra Sahası A (14,4 km²) ve B (35,6 km²) sahaları olmak üzere ikiye ayrılmış olup B sahası kömürlerinin ve A sahası -400 kotu altında kalan kömürlerin

işletmecilik hakkı 15 Nisan 2005 tarihinde rödovans usulü ile TTK tarafından HEMA Dış Ticaret A.Ş.'ye (HEMA) verilmiştir (Hema, 2009). HEMA'nın yaptığı sondajların ortalama derinliği 1000 metre olup toplam sondaj derinliği 60000 metreyi aşmaktadır. Bu bölge için yapılan ilk işletme projesi İTÜ Maden Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü tarafından 1984 yılında yapılmıştır. Bu çalışmaya göre sahanın görünür kömür rezerv miktarı 331 milyon ton olarak hesaplanmıştır (Birön, 1984). En son yaptırılan çalışmaya göre bölgenin kömür kaynağı 573 milyon ton olup bunun 268 milyon tonu işletilebilir rezerv olarak sınıflandırılmaktadır. Hazırlık çalışmaları kapsamında 3 adet kuyu açma çalışması tamamlanmıştır. Kuyu derinlikleri 700, 730 ve 579 metredir. 3 kuyunun da net çapı 8 metredir. Kuyuların mevcut teçhizatları ile ana kat galeri açma çalışmaları başlatılmıştır. Proje kapsamında açılacak olan ana katların 24 m² net kesitte olması planlanmıştır (Hema, 2009). Amasra'da Hattat Enerji ve Maden Ticaret A.Ş. tarafından yapılan tam mekanize yeraltı taşkömürü işletmesi yatırımında ana kat galerileri ve üretim panoları taban yolları hazırlıklarında kollu tip galeri açma makineleri kullanılmaktadır. İşletmede 1 adet R60T model, 2 adet de R75T model olmak üzere toplam 3 adet Deilmann Haniel marka travers kafalı kollu galeri açma makinesi ile 1 adet AM105 tip galeri açma makinesi çalışmaktadır.

Amasra Havzası için yapılan en son çalışma Ersoy (2014) tarafından gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada, işletmede çalışmakta olan R60T model galeri açma makinesinin performansı ile Amasra bölgesi için daha önce yapılmış performans tahminlerinin (Bilgin vd., 2006, Gehring 1989, Thuro ve Rlinninger 1999, Balcı vd. 2004) karşılaştırması ve makine performansını iyileştirmeye yönelik önerilerden bahsedilmiştir. Amasra Havzası'nda galeri açma makinesi ile gerçekleştirilen ilerleme miktarları, yapılan performans tahminleri ile paralellik gösterdiği ve kazı sırasında harcanan ortalama spesifik enerji değerleri de laboratuvar deneylerinde elde edilen değerlerle uyumlu olduğu sonucuna ulaşılmıştır (Ersoy vd., 2016). Ayrıca bu çalışmada bazı kesilebilirlik, fiziksel, aşındırıcılık ve mekanik özellik deneyleri yapılmıştır. Deney sonucunda, Cerchar aşındırıcılık indeks değerlerinin 1,5 ile 2,3 arasında, tek eksenli basınç dayanımı değerlerinin ise 22,5 ile 88,1 MPa arasında değiştiği saptanmıştır.

2 AM105 TİP KOLLU GALERİ AÇMA MAKİNASININ PERFORMANS ANALİZİ

2.1 Çalışma Alanının Mevcut Durumu ve Galeri Açma Makinesinin Teknik Özellikleri

Hattat Enerji ve Maden Ticaret A.Ş.'nin alt işvereni Ersamak Mak. ve Mad. A.Ş. tarafından Tarlaağzı Yüzey Kömürleri 2202 Galerisi 14° eğimli desandresinde kullanılan Voest Alpine AM105 tip kollu galeri açma makinasının 120 günlük arın ilerleme çalışmalarına bağlı olarak performans verileri incelenmiştir. Çalışma yapılan galeride geçilmiş formasyonlar %85'inden fazla kumtaşı olmakla birlikte, kömür bantlı kumtaşı, konglomera ve silttaşıdır. Sahada çalışmalar 22 kişilik bir ekiple gerçekleştirilmiştir. Amasra Havzasında kullanılmakta olan Voest Alpine AM105 model kollu galeri açma makinesinin temel özellikleri Çizelge 1'de verilmiştir.

Çizelge 1. Kollu Galeri Açma Makinasının Teknik Özellikleri

Ağırlık	128 ton
Uzunluk	14,7 m
Yükseklik	2,35 m
Genişlik	3,05 m
Palet Genişliği	0,72 m
Kesme Hızı	1,4 m/s
Kaldırma Kuvveti	150 kN
Kesici Kafa Gücü	300 kW
Kesici Kafa RPM	51 dev/dak
Hidrolik Motor Gücü	132 kW
Konveyör Motor Gücü	2x36 kW
Konveyör Hızı	0,8 m/s
Maksimum Kazı Alanı	50 m ²
Maksimum Kazı Yüksekliği	5,9 m
Maksimum Kazı Genişliği	9,7 m

2.2 Galeri Açma Makinası 120 Günlük Performans Verileri

Tarlaağzı yüzey kömürleri 2202 galerisi 14° eğimli desandresinde kullanılan Voest Alpine AM105 tip kollu galeri açma makinasının 120 günlük arın ilerleme çalışmalarına bağlı olarak performans verilerinin incelenmesi neticesinde söz konusu dönemde fiili çalışma süresi 87 gün olup, 273 metre ilerleme sağlanmış ve ortalama %14,5 net kazı randımanı sağlandığı görülmüştür.

Çizelge 2. Kollu Galeri Açma Makinası 120 Günlük Performans Verileri

Veri Konusu	1.Ay	2.Ay	3.Ay	4.Ay
Fiili Çalışma (gün)	23	20	22	22
İlerleme(m)	85	41	83	64
Kazılan Hacim(m ³)	2210	1066	2158	1664
Ortalama Net Kazı Randımanı (%)	15	9	17	17
Ortalama Günlük İlerleme(m/gün)	4,00	2,22	4,09	3,15
Fiili Kazı Miktarı (ICR) (m ³ /h)	4,00	2,22	4,09	3,15
Fiili Keski Tüketimi (toplam)	284	147	314	252
Fiili Keski Tüketimi (adet/m)	3,34	3,59	3,78	3,94
Fiili Keski Tüketimi (adet/m ³)	0,13	0,14	0,15	0,15

2.3 Laboratuvar Çalışmaları

Kollu galeri açma makinasının kullanıldığı desandreden çatlaksız, kömür izi olmayan homojen yapıdaki kumtaşı örnekleri blok numuneler şeklinde alınarak Zonguldak Bülent Ecevit Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü Kazı ve Mekanizasyon Laboratuvarlarında dayanım (tek eksenli basınç (UCS) ve Brazilian çekme (BTS)), fiziksel ve Cerchar aşınma indeks (CAI) deneyleri yapılmıştır. Deney sonuçları Çizelge 3’de verilmiştir. Sonuçlar incelendiğinde, kumtaşı örneklerinin dayanımlarının ISRM (1980)’e göre yüksek dayanım sınıfında yer aldığı görülmektedir. Cerchar aşınma indeks değerine göre kayaların aşındırıcılıkları ISRM (2015)’e göre orta aşındırıcı sınıfında yer almaktadırlar.

Çizelge 3. Deney Sonuçları

Dönem	Alım Yeri (Kot)	UCS (Mpa)	BTS (Mpa)	CAI
1. Ay	-242	89,62 ± 48,12	7,32 ± 0,82	2,05
2. Ay	-266	73,27 ± 46,86	6,34 ± 0,91	1,90
3. Ay	-282	94,13 ± 9,26	8,46 ± 1,76	2,55
4. Ay	-296	76,18 ± 7,29	5,18 ± 1,20	2,57

2.4 Kollu Galeri Açma Makinesi Performans Değerlendirmesi

Literatürde travers tipi kollu galeri açma makineleri için geliştirilmiş ve yaygın olarak

kullanılan ampirik performans tahmin yöntemler Gehring (1994), Balcı vd. (2004), Plinninger vd. (2003), Rostami vd. (2005), Bilgin vd. (2005), Kasling ve Thuro (2010), Yaralı ve Duru (2016) ve Sandvik (2015) olarak sıralanabilir. Laboratuvarla sadece masif kumtaşları ile yapılan tek eksenli basınç ve Cerchar aşınma deney sonuçlarına göre tahmin yöntemlerinin ampirik bağıntıların bir kısmı kullanılarak performans değerlendirmesi yapılmıştır. Bu ampirik bağıntılardan bulunan performans tahmin değerleri fiili net kazı randımanı değerleriyle çarpılarak, elde edilen teorik performans sonuçları yüz yirmi günlük fiili olarak gerçekleşen ilerleme miktarları ile karşılaştırılmıştır. Fiili olarak gerçekleşen net kazı miktarı ile incelenen ampirik performans sonuçları karşılaştırıldığında en uygun sonucu Gehring (1994), Balcı vd. (2004) ve Sandvik (2015) yaklaşımlarının verdiği görülmektedir.

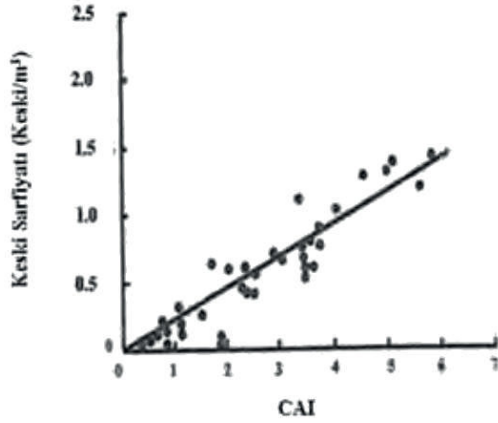
Çizelge 4. Fiili ve ampirik modellere göre performans karşılaştırması ve sonuçları

	Fiili ICR (m ³ /h)	Gehring (1989) ICR (m ³ /h)	Rostami vd. (1994)	Çopur (1998) ICR (m ³ /h)
Ay				
1	4,00	3,24	2,80	11,06
2	2,22	2,27	1,99	8,27
3	4,09	3,53	3,05	11,95
4	3,15	4,16	3,64	14,91

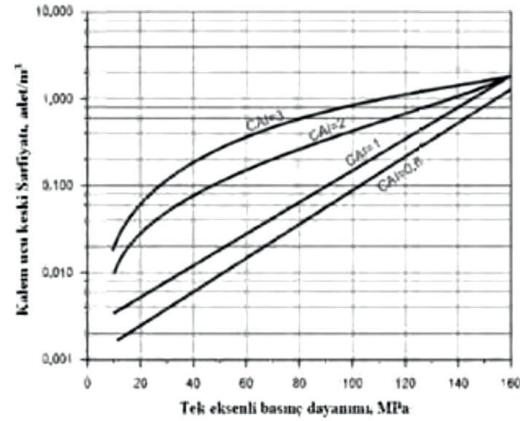
	Thuro ve Plinninger (1999)	Balcı vd. (2004)	Tumaç vd. (2007)	Sandvik (2015)
1	1,71	2,97	0,64	3,51
2	1,29	2,04	0,45	2,58
3	1,82	3,26	0,70	3,79
4	2,34	3,75	0,82	4,69

Cerchar aşınma indeks deneyi tam cephe ve KGAM için kullanılan performans tahmin modellerinde ve mekanize kazı makinelerinin keski tüketiminin tahmin edilmesinde de yaygın olarak kullanılmaktadır (Plinninger vd. 2003, Rostami vd. 2005, Bilgin vd. 2005, Kasling ve Thuro, 2010, Yaralı ve Duru, 2016). Sadece CAI değerine göre keski tüketimini belirlemek yanlış olacaktır. Kayacın çimentolanma derecesi, aşındırıcı mineral içeriği ve kuvars tane boyu gibi petrografik özelliklerle birlikte değerlendirilmesi daha uygundur (Yaralı 2004, Yaralı ve Akçın 2005). Pratikte 0,5 keski/m³’ün üzerinde kazının gerçekleşemeyeceği (keskiler formasyona penetre edemez) ve 0,2 ile 0,5 keski/m³ arasındaki tüketimlerin çok kısa mesafeler için mümkün

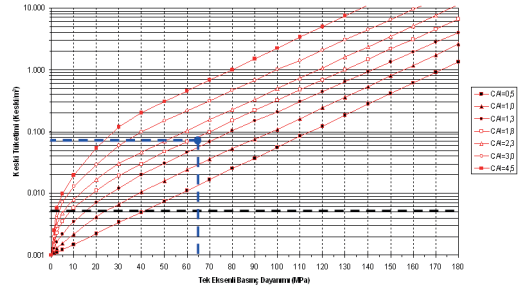
olabileceği literatürde çok sayıda vaka analizine dayanarak ortaya konulmuştur (Bilgin vd., 2014). Bu tahmin yöntemlerden, Johnson ve Fowell (1986) (Şekil 1), Plinninger vd. (2004) ve Sandvik (2007) ile birlikte Çizelge 4 incelendiğinde, fiili/gerçekleşen keski tüketimleri ile incelenen 3 farklı tahmin yöntemine göre tüketilen keski tüketimleri arasında anlamlı bir ilişki bulunmamıştır (Şekil 2 ve 3)



Şekil 1. CAI ile keski sarfiyatı arasındaki ilişki (Johnson ve Fowell, 1986)



Şekil 2. Kalem ucu keski tüketimi (KGAM için) ve Cerchar aşınma indeksi (CAI) arasındaki ilişki (Voest Alpine; Plinninger vd.'den 2004)



Şekil 3. Düşük hızlı travers tip KGAM ve 22 mm çaplı yüksek kaliteli keski için keski tüketim abağı (Sandvik 2007; Restner ve Pichler'den 2007)

3 SONUÇLAR

Bu çalışmada Hattat Enerji ve Maden Ticaret A.Ş. alt işvereni Ersamak Makina ve Madencilik A.Ş. tarafından Tarlaağzı yüzey kömürleri 2202 Galerisi 14° eğimli desandresinde kullanılan kollu galeri açma makinasının 4 aylık arın ilerleme çalışmalarına bağlı olarak performans verileri ve keski tüketimleri ile farklı tahmin yöntemlerinin ve ampirik modellere göre performans karşılaştırması incelenmiştir. Yapılan incelemelerde; net kazı veriminin %9-17 arasında değiştiği ortalama net verimin %14,77 olduğu tespit edilmiştir. Çalışma yapılan geçilmiş formasyonların %85'inden fazlasının kumtaşı, diğer formasyonların kömür bantlı kumtaşı, konglomera ve siltaşı olduğu, kazı kesitinin yaklaşık olarak 26 m²'de sağlandığı galeri sahasında yapılan çalışmalar 22 kişilik bir ekiple gerçekleştirilmiştir. Çalışmada sadece masif kumtaşlarının laboratuvar dayanımı (tek eksenli basınç ve çekme) ile aşındırıcılık (CAI) deneyleri yapılmıştır.

Bu çalışmada keski tüketimlerini belirlemek için 3 farklı tahmin yöntemi kullanılmış ve fiili keski tüketim sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır (Çizelge 4). Bu tahmin yöntemlerden, Johnson ve Fowell (1986) (Şekil 1), Plinninger vd. (2004) (Şekil 2) ve Sandvik (2007) (Şekil 3) ile birlikte fiili/gerçekleşen keski tüketimleri ile incelenen 3 farklı tahmin yöntemine göre tüketilen keski tüketimleri arasında anlamlı bir ilişki bulunmamıştır.

Sahadan alınan ve laboratuvarından elde edilen veriler ile travers kafalı kollu galeri açma makinaları için geliştirilen ampirik bağlantılar ve keski tüketimini belirleyen abaklar karşılaştırılmıştır. Yapılan karşılaştırmada en uygun sonucu Gehring (1989), Balci vd. (2004) ve Sandvik (2015) bağlantılarının verdiği tespit edilmiştir.

Bu çalışmadan elde edilen sonuçlar Ersoy vd. (2016)'nın aynı havzada R60t model KGAM makinası için yapılan performans değerlendirmesiyle karşılaştırıldığında paralellik göstermektedir. Her iki çalışma sonucuna göre, sedimanter kayalar içinde KGAM ile kazı yapılması durumunda performans tahmininde Gehring (1989) ve Balcı vd. (2004) modellerinin kullanılması tasarımcıya yardımcı olacaktır.

Kazı yapılacak kayacın fiziksel ve mekanik özelliklerinin yanı sıra seçilecek makine özellikleri ile doğrudan bağlı olan ve olmayan parametreler de göz önünde bulundurularak optimum bir seçim yapılmalıdır. Bunlara ek olarak, yapılan seçimin uygulamasında oluşacak işletme maliyetlerinin de göze alınabilecek boyutlarda ve ekonomik sınırlar içerisinde olması gerekliliği göz ardı edilmemesi gerekmekte olup Zonguldak Taşkömür Havzası'nda kollu tip galeri açma makinelerinin kullanılmasından önce yapılması gereken, üniversite ve sektörün birlikte çalışarak geniş kapsamlı bir laboratuvar ve saha çalışması yapılması ve bu çalışmaların sonuçları doğrultusunda ekonomiklik ve verimlilik açısından tüm kriterler değerlendirilerek en uygun makinenin seçiminin yapılmasıdır.

KAYNAKLAR

- Sugawara, K. and Obara, Y., 1999. Draft ISRM suggested method for in-situ stress measurement using the compact conical-ended borehole overcoring (CCBO) technique. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 36 (3), 307-322.
- Abdolreza, Y.C., Yakhchali, S.H. 2013. A new model to predict roadheader performance using rock mass properties. *J. Coal Sci. Eng.*, 19(1), pp. 51–56.
- Balcı, C., Bilgin, N. 2001. Estimating the specific energy from rock properties for selection of rapid excavation system. In: *Proceedings 10th international Symposium Mine Planning Equipment Selection*, November 19–21, pp. 393–400, New Delhi, India.
- Balcı, C. Demircin, M.A., Çopur, H., Tunçdemir, 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*, v.104, pp. 633-641.
- Bilgin, N., Akgün, S.I., Shahriar, K. 1988. Amasra karbonifer havzasındaki damarların mekanik dayanımları açısından sınıflandırılması. *Türkiye 6. Kömür Kongresi*, 23-27 Mayıs, s.411-425, Zonguldak.
- Bilgin, N., Tunçdemir, H., Balcı, C., Çopur, H., Eskikaya, S. 2000. A model to predict the performance of tunnelling machines under stressed condition. *World Tunnel Congress, South African Institute of Mining and Metallurgy*, pp. 47–53, Durban.
- Bilgin, N., Tumaç, D., Feridunoğlu, C., Karakaş, A.R., Akgül, M. 2005. The performance of a roadheader in high strength rock formations in Küçüksu tunnel. In: *Erdem, Y., Solak, T. (eds) Proc. The 20th Int. Mining Congress*, pp. 815-820, İstanbul.
- Bilgin, N., Temizyürek, İ., Çopur, H., Balcı, C., Tumaç, D. 2010. TTK Amasra bölgesi kalın damarın kesilebilirlik özellikleri ve mekanize kazısı üzerine bazı görüşler. Çolak, K., Aydın, H. (eds), *Türkiye 17. Kömür Kongresi, TMMOB Maden Mühendisleri Odası*, 2-4 Haziran, s.217-229, Zonguldak.
- Bilgin, N., Balcı, C., Tumaç, D., Avunduk, E., Çomaklı, R. 2013. *PLT Madencilik San. ve Tic. A.Ş. Amasya Suluova kömür sahası linyit ve yan kayaların kazılabilirlikleri ve kollu galeri açma makinası seçimi. PLT Madencilik San. ve Tic. A.Ş.'ye Sunulan Rapor, İTÜ Döner Sermaye Projesi.*
- Bilgin, N., Çopur, H., Balcı, C. 2014. *Mechanical excavation in mining and Civil Industries. CRC Press, Taylor & Francis Group, ISBN-13:978-1466584747*, 388 p.
- Birön, C. 1984. *TTK Amasra B Ana Hazırlık Ön Projesi. İTÜ Maden Fakültesi, Proje No 12/84*, 123 s.
- Çopur, H., Rostami, J., Özdemir, L., Bilgin, N. 1997. *Studies on performance prediction of roadheaders. Proceedings of the 4th International Symposium on Mine Mechanization and Automation, Brisbane*, pp. A4-1–A4-7, Australia.
- Çopur, H., Özdemir, L., Rostami, J. 1998. *Roadheader applications in mining and tunneling. Mining Engineering*, 50, s.38–42.
- Ebrahimabadi, K., Goshtasbi, K., Shahriar, M., Cheraghi, S. 2011. Predictive models for roadheaders' cutting performance in coal measure rocks. *Yerbilimleri, Hacettepe Üniversitesi Yerbilimleri Uygulama ve Araştırma Merkezi Bülteni*, 32 (2), s.89-104.
- Ersoy, C. 2014. *Kollu galeri açma makinelerinin seçim kriterleri ve Amasra Havzasına uygulanması. Yüksek Lisans Tezi, İTÜ*, 116s.
- Ersoy, C., Balcı, C., Şenkal, S.S. 2016. *Amasra Taşkömürü Havzasında çalışan kollu galeri açma makinesinin performans değerlendirilmesi. Türkiye 20. Kömür Kongresi Bildiriler Kitabı*, s. 37-47, Zonguldak.
- Fowell, R.J., Pycroft, A.S. 1980. *Rock machineability studios for the assessment of selective tunnelling machine performance. 21st National Rock Mech. Symposium, USA, Miss.*, pp. 116-121.
- Fowell, R.J. ve Pycroft, A.S.,(1980).*Rock Machineability Studios for theAssesment of Selective Tunnelling Machine Performance. 21st.National Rock Mach.Symposium, U.S.A., Miss.,sy.* 149-158
- Gehring, K.H. 1989. *A cutting comparison. Tunnels and Tunnelling*, Nov., pp. 27-30.
- Hekimoğlu, O.Z., Fowell, R.J.(1988).*Bomlu kazı makinalarının temel özelliklerive seçimleri. 6. Kömür Kongresi, Zonguldak,sy.* 29-52
- ISRM 2015. *Suggested Method For Determining The Abrasivity of Rock By The Cerchar Abrasivity Test, The ISRM Suggested Method for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 2007-2014. Ulusay, R. (ed.), Springer, DOI:10.1007-978-3-319-07713-0*, pp. 101-106.
- Johnson, S.T., Fowell, R.J. 1986. *Comprehensive strength is not enough: Assessing pitch wear rates for drag tool equipped machines. Proc. 27th US Rock Mech. Symp, AIME*, pp. 286-292, Tuscaloosa.
- McFeat-Smith, I., Fowell, R.J. 1979. *The selection and application of roadheaders for rock tunnelling. In: A.C. Maevis & W.A. Hustrulid (eds), Proceedings of the Rapid Excavation and Tunnelling Conference*; pp. 261–279, Atlanta.

- McFeat-Smith, I. ve Fowell, R.J., (1979). The Selection and Application of Roadheaders for Rock Tunnelling. Rapid Excavation and Tunnelling Conf., Atlanta, Georgia
- 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. Tunn Undergr Space Technol, 25, pp. 181-187.
- Plinninger, R.J., Kasling, H., Thuro, K. 2004. Wear prediction in hard rock excavation using the CERCHAR abrasiveness index (CAI). EUROCK 2004 & 53rd Geomechanics Colloquium, Schubert (ed.), pp. 599-604.
- Restner, U., Pichler, J. 2007. Mont Cenis Tunnel modification project-lowering of tunnel invert with SANDVIK tunnel miner MT620. 2. Ulaşımda Yeraltı Kazıları Sempozyumu Bildiriler Kitabı, 15-17 Kasım, TMMOB Maden Mühendisleri Odası Yayın No: 138, pp. 191-198, İstanbul.
- Rostami, J.,  zdemir, L., Neil, D.M. 1994. Performance prediction: a key issue in mechanical hard rock mining. Min Eng, 46(11), pp. 1263-1267.
- Sandvik Mining and Construction GmbH, 2008. Preliminary Geotechnical Report for Hema, Schubert (ed.). pp. 599-604.
- Thuro, K., Plinninger, R. 1999. Roadheader excavation performance- geological and geotechnical influences. In: 9th ISRM Congress, August, pp. 1241-1244, Paris.
- Tuma , D., Bilgin, N., Feriduno lu, C., Ergin, H. 2007. Estimation of rock cuttability from shore hardness and compressive strength properties. Rock Mech Rock Eng, 40(5), pp. 477-490.
- Yaralı, O., Ak ın, N. 2005. Zonguldak Taşkömür Havzası kömür  evre kayaçlarının aşındırıcılık özelliklerinin araştırılması. Türkiye Uluslararası 19. Madencilik Kongresi Kitabı, TMMOB Maden Müh. Odası Yayını, s. 243-251, İzmir.
- Yaralı, O. 2004. Kömür  evre kayaçlarının petrografik özellikleri ile aşındırıcılık özellikleri arasındaki ilişkilerin incelenmesi. ZK  Araştırma Fonu Final Raporu, Zonguldak, 44 s.
- Yaralı, O. 2008. Türkiye Taşkömürü Kurumu galeri ilerlemelerinde kollu galeri açma makinalarının kullanımının araştırılması. Türkiye 16. Kömür Kongresi Bildiriler Kitabı, s.77-93, Zonguldak.
- Yaralı, O., Duru, H. 2016. Investigation into effect of scratch length and surface condition on Cerchar abrasivity index. Tunn Undergr Space Technol, 60, pp. 111-120.
- Yaralı, O., Sakız, U., Duru, H., Aydın, H., Su, O., Geniş, M. 2018. Türkiye Taşkömürü Kurumu'nda galeri ilerlemelerinde kollu galeri açma makinası kullanımının analizi. Türkiye 21. Uluslararası Kömür Kongresi Kitabı, TMMOB Maden Müh. Odası Yayını, s. 69-84, Zonguldak.

DESTEKLEYEN KURULUŞLAR ve SPONSORLAR

SUPPORTING ORGANIZATIONS and SPONSORS

DOĞAL TAŞ... MEDENİYETLERİN YAPI TAŞI...

Doğal taşın anavatanı olan Türkiye, 650 çeşit renk ve desende, 150'den fazla doğal taş türü ile 4000 yıldır mimarlara esin kaynağı oluyor...



Efes Celsus Kütüphanesi

HAYATLARA DOKUNMAYA DEVAM EDECEĞİZ!

2021 yılında “Hayatımız Maden” mottosuyla,

“Sürdürülebilir Madencilik” parolasıyla çalışan, dövize en çok ihtiyaç duyduğumuz süreçte ülkemize 1 milyar 90 milyon dolarlık döviz kazandıran, 939 üyemize ayrı ayrı teşekkür ediyoruz.

2022 yılında ülkemize 1 milyar 250 milyon dolar döviz kazandırmak için var gücümüzle çalışmaya, hayatlara dokunmaya devam edeceğiz.



TMD

TÜRKİYE MADENCİLER DERNEĞİ
MINERS ASSOCIATION OF TURKEY



İnsan odaklı, çevreye duyarlı, açık ve
şeffaf madencilik için
“Sorumlu Madencilik”
uygulamalarını destekliyoruz.

www.tmd.org.tr

Türkiye'nin altın geleceği için çalışıyoruz

TÜPRAG, 1986 yılından bu yana
Türkiye'nin değerli madenlerini
gelişmiş teknoloji ve uzman
ekibiyle, ülke ekonomisine
kazandırıyor.



GELİŞMİŞ PATLATMA ÇÖZÜMLERİ

Yeraltı işletmeleri için
yenilikçi patlayıcılar ve
ateşleme sistemleri

blastweb™
Yeraltı elektronik merkezli ateşleme sistemi

driftshot™
Elektronik ateşleme sistemi

DYNOMINER™
Yeraltı dökme emülsiyon şarj sistemleri

Nobelex®
Dökme emülsiyon patlayıcı

NitroMak
DYNO
Dyno Nobel



avpaş

www.avpas.com.tr



444 51 08

TÜMAD

MADENCİLİK SANAYİ VE TİCARET A.Ş.



**TÜRKİYE'NİN
ALTIN ÜRETİMİNDEKİ
YENİ GÜCÜ**

www.tumad.com.tr



Emniyet, Kalite ve Güven

Patlayıcı madde,
ateşleme sistemi
ürünlerinin üretimi,
satışı ve
delme-patlatma
hizmetlerinde
Emniyet, Kalite ve Güven



3L Üç katmanlı şok tüp
teknolojisi

SOLAR PATLAYICI MADDELER SAN. A.Ş.

GENEL MÜDÜRLÜK :
Eskişehir Yolu 9. km. Dumlupınar Bulvarı No: 266
Tepe Prime B Blok No: 79 06800 Çankaya - ANKARA / TÜRKİYE
Tel: +90. 312. 286 24 25 - 286 24 26 Faks: +90. 312. 286 32 22

www.solarpatlayici.com



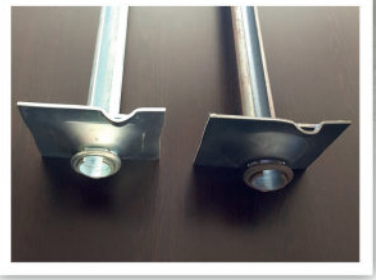
Yönetim Sistemi Standartlarına Göre Belgelendirilen Kuruluşta Üretilmiştir.



Teknima

Progress for life

Tahkimat Çözümlerinde
Yerli Üretimin Gücü



PENAmaden

www.penatrade.com

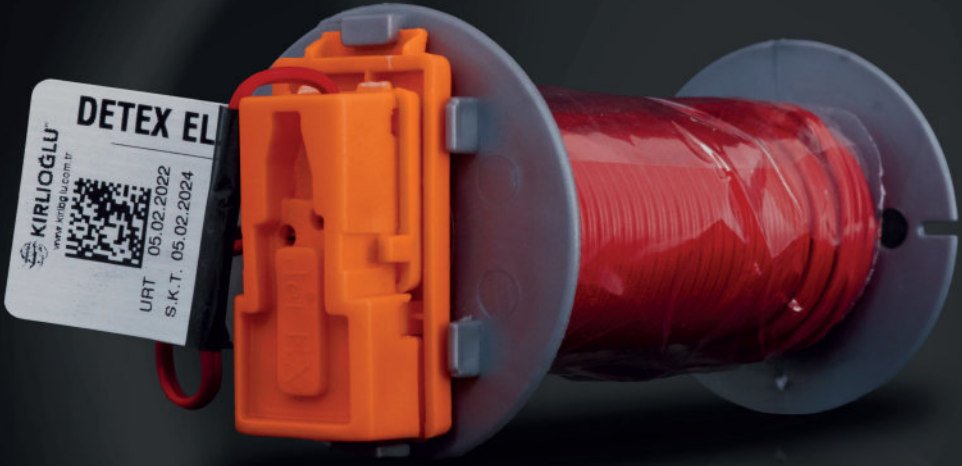
Ülkemiz madencilik sektöründe, özel şirketler arasında yürütülen en geniş rehabilitasyon çalışmasını gerçekleştirmiş olmanın mutluluğunu yaşıyoruz.

Sivas Kangal bölgesinde bugüne kadar 9 milyon m2 ağaçlandırılmıştır.

Üretiyoruz; tam 65 yıldır.

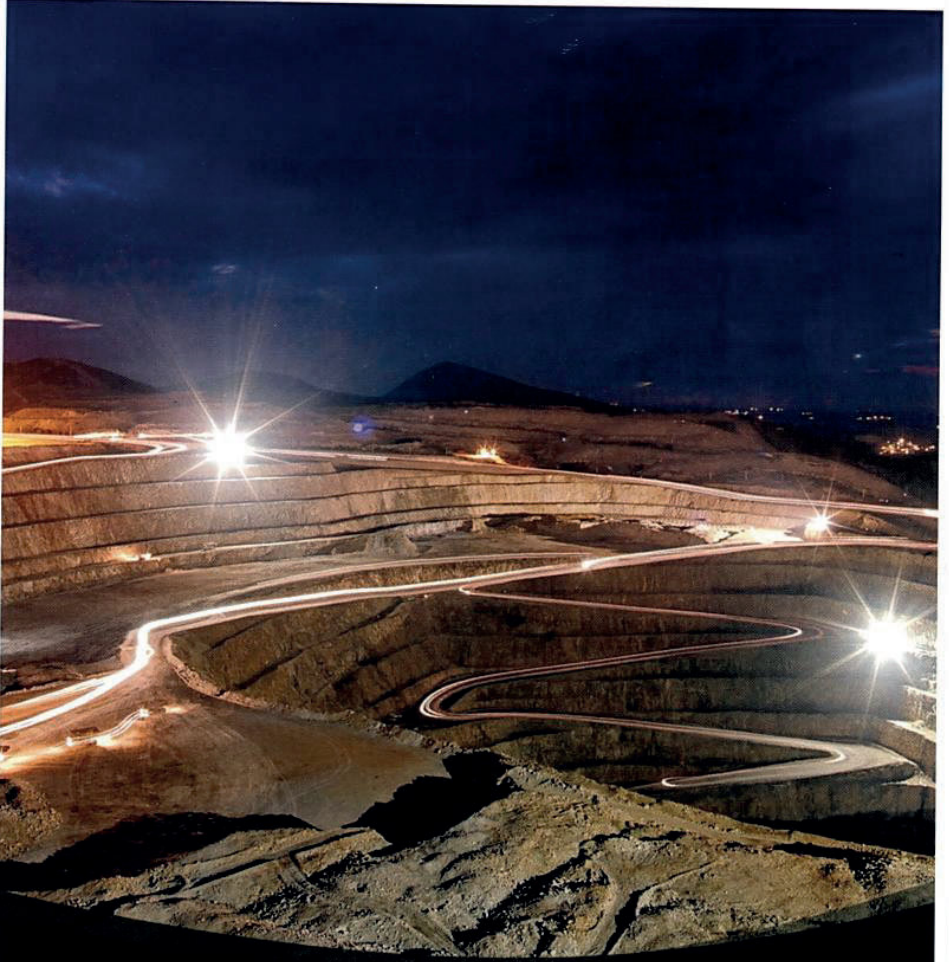
TÜRKİYE'DE İLK VE TEK

ELEKTRONİK KAPSÜL



KIRLIOĞLU®

DETEX®
electronic

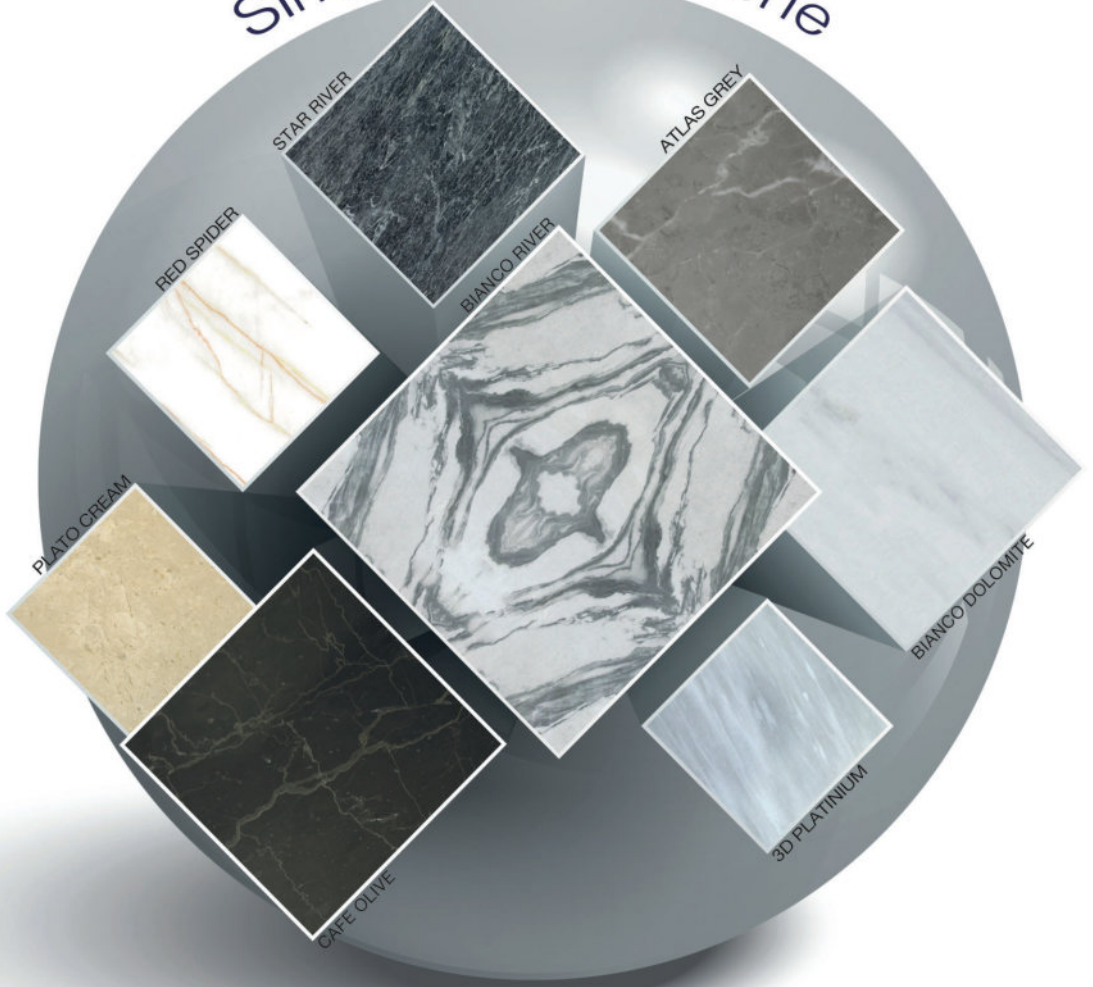


KAPEKS

Yeraltı ve Yerüstü Patlatma Ürünleri
Underground and Open Pit Explosive Products

www.kapeks.com.tr

Simply Natural Stone



www.platomarble.com

Adil Mah. Demokrasi Cad. No: 19 34935 Sultanbeyli, İstanbul / Türkiye
T. +90 216 592 01 11 / F. +90 216 592 01 12 / info@platomarble.com



PLATO MARBLE



Süleyman Demirel Üniversitesi
Süleyman Demirel University



Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği
Turkish National Society For Rock Mechanics

