

# JEOLJİ MÜHENDİSLİĞİ DERGİSİ

*Journal of Geological Engineering*

Cilt - Volume 45

Sayı - Number 1

ISSN 1016 - 9172

Haziran / June 2021



**TMMOB JEOLJİ MÜHENDİSLERİ ODASI**  
**Chamber of Geological Engineers of Turkey**

## EDİTÖR / EDITOR

Dr. Tamer TOPAL  
Orta Doğu Teknik Üniversitesi  
Jeoloji Mühendisliği Bölümü  
06531, Ankara  
Tel: 0 312 210 26 90  
Faks: 0 312 210 57 50  
E-Posta: topal@metu.edu.tr

## TEKNİK EDİTÖR / TECHNICAL EDITOR

Dr. Müge AKIN  
Abdullah Gül Üniversitesi  
Müh. Fak. İnşaat Müh. Bölümü  
Sümer Kampüsü 38080  
Kocasinan /KAYSERİ  
E-posta : muge.akin.jmd@gmail.com

## Makale Gönderim Adresi:

TMMOB Jeoloji Mühendisleri Odası  
PK. 464 Yenışehir, 06410 Ankara  
Tel : (0312) 434 36 01  
Faks : (0312) 434 23 88  
E-Posta : jmo@jmo.org.tr  
URL : www.jmo.org.tr

**Yayın Türü:** Yaygın Süreli Yayın

**Yayın Şekli:** Yılda 2 kez (6 ayda bir)  
Türkçe ve İngilizce

**Yayın Sahibi:** TMMOB JMO Adına  
Hüseyin ALAN

**Yayının İdare Adresi:** Kocatepe Mah.  
Hatay 2 Sokak No: 21 Kocatepe/Ankara

**Baskı:** ERS Matbaacılık,  
Kazım Karabekir Cad. Altıntop İşhanı  
No:87/7 İskitler/Ankara  
Tel : (0312) 384 54 88  
Baskı Tarihi : Haziran 2021  
Baskı Adedi : 500

## Yayın Kurulu / Editorial Board

Dr. Mutluhan AKIN (Nevşehir Hacı Bektaş Veli Üniversitesi)  
Dr. Erhan ALTUNEL (Osman Gazi Üniversitesi)  
Dr. Serdar BAYARI (Hacettepe Üniversitesi)  
Dr. Zeki ÇAMUR (Orta Doğu Teknik Üniversitesi)  
Dr. Hasan ÇETİN (Çukurova Üniversitesi)  
Dr. Mümtaz ÇOLAK (Dokuz Eylül Üniversitesi)  
Dr. Özcan DUMANLILAR (Demir Export)  
Dr. Nusret EMEKLİ (İller Bankası)  
Dr. Murat ERCANOĞLU (Hacettepe Üniversitesi)  
Dr. Nazan Yalçın ERİK (Cumhuriyet Üniversitesi)  
Dr. Ünsal GEMİCİ (Dokuz Eylül Üniversitesi)  
Dr. Candan GÖKÇEOĞLU (Hacettepe Üniversitesi)  
Dr. Reyhan Kara GÜLBAY (Karadeniz Teknik Üniversitesi)  
Dr. Nilgün GÜLEÇ (Orta Doğu Teknik Üniversitesi)  
Dr. Leyla KALENDER (Fırat Üniversitesi)  
Dr. Remzi KARAGÜZEL (İstanbul Teknik Üniversitesi)  
Dr. Nurkan KARAHANOĞLU (Orta Doğu Teknik Üniversitesi)  
Dr. Ali KAYABAŞI (Eskişehir Osman Gazi Üniversitesi)  
Dr. Recep KILIÇ (Ankara Üniversitesi)  
Dr. Cem KINCAL (Dokuz Eylül Üniversitesi)  
Dr. Mehmet Yalçın KOCA (Dokuz Eylül Üniversitesi)  
Dr. Ayhan KOÇBAY (Devlet Su İşleri Genel Müdürlüğü)  
Dr. Halil KUMSAR (Pamukkale Üniversitesi)  
Dr. Yılmaz MAHMUTOĞLU (İstanbul Teknik Üniversitesi)  
Dr. Harun SÖNMEZ (Hacettepe Üniversitesi)  
Dr. Mehmet Lütfi SÜZEN (Orta Doğu Teknik Üniversitesi)  
Dr. Gültekin TARCAN (Dokuz Eylül Üniversitesi)  
Dr. Atiye TUĞRUL (İstanbul Üniversitesi Cerrahpaşa)  
Dr. Dilek TÜZER (Hacettepe Üniversitesi)  
Dr. Asuman TÜRKMENÖĞLU (Orta Doğu Teknik Üniversitesi)  
Dr. Taner ÜNLÜ (Ankara Üniversitesi)  
Dr. Ali Bahadır YAVUZ (Dokuz Eylül Üniversitesi)  
Dr. Hasan YAZICIGİL (Orta Doğu Teknik Üniversitesi)  
Dr. Koray YILMAZ (Orta Doğu Teknik Üniversitesi)  
Dr. Murat YILMAZ (İstanbul Üniversitesi Cerrahpaşa)

Jeoloji Mühendisliği Dergisi makale ve dizin özlere  
**SCOPUS, ULAKBİM, TR Dizin, GeoREF, Geobase/Geo Abstracts,**  
**EBSCO, Cabell ve Chemical Abstracts** uluslararası indeksleri tarafından  
taranmaktadır.

*Journal of Geological Engineering is indexed and abstracted by*  
**SCOPUS, ULAKBİM, TR Dizin, GeoREF, Geobase/Geo Abstracts, EBSCO,**  
**Cabell and Chemical Abstracts**

## Jeoloji Mühendisleri Odası Chamber of Geological Engineers Yönetim Kurulu / Executive Board

Hüseyin ALAN  
Yüksel METİN  
Faruk İLGÜN  
D. Malik BAKIR  
M. Emre KIBRIS  
Gonca ŞAHİN  
Buket YARARBAŞ ECEMİŞ

Başkan / President  
İkinci Başkan / Vice President  
Yazman / Secretary  
Sayman / Treasurer  
Mesleki Uygulamalar Üyesi / Member of Professional Activities  
Sosyal İlişkiler Üyesi / Member of Social Affairs  
Yayın Üyesi / Member of Publication

*Jeoloji Mühendisliği Dergisi JMO yayını olup para ile satılmaz.*

## İçindekiler / Contents

### Makaleler / Articles

- 1- Araştırma Makalesi / Research Article  
**Ebu Bekir AYGAR, Candan GOKCEOGLU**  
**Fay Zonu İçinde Açılan Büyük Çaplı Bir Tünelin Kısa ve Uzun Dönem Zemin Parametrelerine Göre Davranışının ve Destek Sistemlerinin Değerlendirilmesi (T36 Tüneli, Ankara-İstanbul Yüksek Hızlı Tren Projesi)**  
*Evaluation of Behavior and Support Systems based on Short and Long Term Soil Parameters of a Large Diameter Tunnel Excavated in Fault Zone (T36 Tunnel, Ankara-Istanbul High Speed Train Project)*
- 29- Araştırma Makalesi / Research Article  
**Cavit ATALAR, Hakan ERSOY, Murat KARAHAN, M. Oğuz SÜNNETCİ**  
**Yüksek Sıcaklıklara Maruz Kalan Kalkarenitlerin Fiziksel ve Dayanım Özelliklerindeki Değişimin Araştırılması**  
*Investigation on the Change of Physical and Strength Properties of Calcarenite Exposed to High Temperatures*
- 41- Araştırma Makalesi / Research Article  
**Ömer Lütfü AYDIN, Emre KUŞKAPAN, Muhammed Yasin ÇODUR**  
**Erzurum İli Hafif Raylı Sistem Güzergahının Zemin Emniyeti Açısından Yeterliliğinin Araştırılması**  
*Investigation of Adequacy of Light Rail Systems Route in Erzurum Province in Terms of Ground Safety*
- 67- Araştırma Makalesi / Research Article  
**Özge DİNÇ GÖĞÜŞ**  
**Mikro Parametrelerin Makro Mekanik Kaya Davranışı Üzerindeki Etkisi: Ayrık Elemanlar Yöntemiyle Model Kalibrasyonu**  
*Effects of Micro Parameters on Macro Mechanical Rock Behavior: Model Calibration Through Discrete Element Method*
- 83- Araştırma Makalesi / Research Article  
**Batuhan TERLİ, Enes KALHAN, M. Yalçın KOCA**  
**Soma-Eynez Fayının Düşen Bloğunda (670-Topuğu) Yeralan Bir Açık Ocak Kömür Madenindeki Gözlenen Devrilme Yenilmelerinin İncelenmesi**  
*Investigation of Toppling Failures in an Open Pit Coal Mine Located in the Foot Wall of Eynez Fault-Soma (670-Pillar)*
- 115- Araştırma Makalesi / Research Article  
**Elif AVŞAR**  
**Blokların Fraktal Boyutunun Bloklü Piroklastik Kayaların Makaslama Dayanımına Etkisi**  
*Effect of Fractal Dimension of Blocks on the Shear Strength of Blocky Pyroclastic Rocks*
- 129- Araştırma Makalesi / Research Article  
**Ayfer ÖZDEMİR**  
**İklim Değişikliğinin Havza Ölçeğinde Akım ve Sediman Miktarına Etkilerinin Değerlendirilmesi: Yuvacık Baraj Gölü Havzası**  
*Evaluation of Climate Change Impacts on Runoff and Sediment at the Basin Scale: Yuvacık Dam Lake Basin*



Araştırma Makalesi / Research Article

## Fay Zonu İçinde Açılan Büyük Çaplı Bir Tünelin Kısa ve Uzun Dönem Zemin Parametrelerine Göre Davranışının ve Destek Sistemlerinin Değerlendirilmesi (T36 Tüneli, Ankara-İstanbul Yüksek Hızlı Tren Projesi)

*Evaluation of Behavior and Support Systems based on Short and Long Term Soil Parameters of a Large Diameter Tunnel Excavated in Fault Zone  
(T36 Tunnel, Ankara-Istanbul High Speed Train Project)*

Ebu Bekir AYGAR<sup>1</sup> , Candan GOKCEOGLU<sup>2</sup> 

<sup>1</sup> Fugro Sial Yerbilimleri Danışmanlık Mühendislik Ltd., Çankaya, Ankara

<sup>2</sup> Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Beytepe, Ankara

Geliş (Received): 30 Ağustos (August) 2020, Düzeltme (Revised): 21 Eylül (September) 2020, Kabul (Accepted): 02 Kasım (November) 2020

### ÖZ

Fay zonu içinde açılan büyük çaplı tüneller için destek sistemi tasarımı her zaman kritik bir mühendislik problemi olmuştur. Fay zonlarında kısa dönemde tünel kazısı sırasında ayna ve tavan stabilite problemleriyle, uzun dönemde ise sıkışmaya bağlı olarak destek sistemlerinde yenilmelerle karşılaşılması muhtemeldir. Bu nedenle destek sistemlerinin tasarımı yapılırken kısa ve uzun dönem zemin parametrelerine göre tasarım detayları dikkate alınmalıdır. Yapılacak olan destek sistemi seçimlerinde en önemli faktörler ortamın jeolojik şartlarını iyi tanımlamak ve jeoteknik tasarım parametrelerinin doğru seçimidir. Bu nedenle, çalışmadaki temel amaç fay zonu içinde açılan Ankara-İstanbul T36 tüneli için kısa ve uzun dönem zemin parametrelerini dikkate alan tahkimat tasarımının incelenmesidir. T36 tünelinin toplam uzunluğu 4100 m olup, 180 m'ye varan örtü yüksekliği altında kazı ve destek çalışmaları tamamlanmıştır. Fay zonu geçişinde ise 115 m örtü yüksekliği altında tünel desteklemeleri yapılmıştır ve kısa dönemde ayna stabilite problemleriyle uzun dönemde ise tünelde sıkışma problemleriyle karşılaşmıştır. Bu çalışma kapsamında, kısa ve uzun dönemde tüneli etkileyen deformasyonların oluş nedenleri tartışılmakta ve nümerik analizlerle destek sistemleri incelenmektedir. Bununla birlikte, tünelicilik açısından önemli konulardan biri olan fay zonu geçişlerine ilişkin ölçütler tartışılmaktadır.

**Anahtar Kelimeler:** Fay Zonu, Hızlı Tren Projesi, Tünel Destek Sistemi

### ABSTRACT

Support system design has always been a critical engineering problem for large-scale tunnels excavated within fault zones. In fault zones, it is possible to encounter face and ceiling stability problems encountered during the tunnel excavation in the short term and failures in the support systems due to squeezing in the long term. For this reason, when designing support systems, short-term and long-term parameters should be considered. The most important factors in selecting the support system to be installed are to describe the geological conditions well and the correct selection of geotechnical design parameters. Therefore, the main purpose of this study is to investigate



*the support design that considers the short- and long-term parameters for the Ankara-Istanbul High Speed Train Project, T36 tunnel excavated within the fault zone. The total length of the T36 tunnel is 4100 m, and excavation and support works have been completed under a maximum overburden thickness of 180 m. In the fault zone transition, the supports were made under the overburden thickness of 115 m, and face stability problems were encountered in the short term and squeezing problems in the tunnel in the long term. In this study, the causes of deformations in the tunnel affecting the tunnel in the short and long term are discussed and numerical analysis and support systems are examined. Moreover, the criteria for fault zone crossings, which is one of the most important issues for tunneling, are discussed.*

**Keywords:** Fault Zone, High Speed Train Project, Tunnel Support System

## GİRİŞ

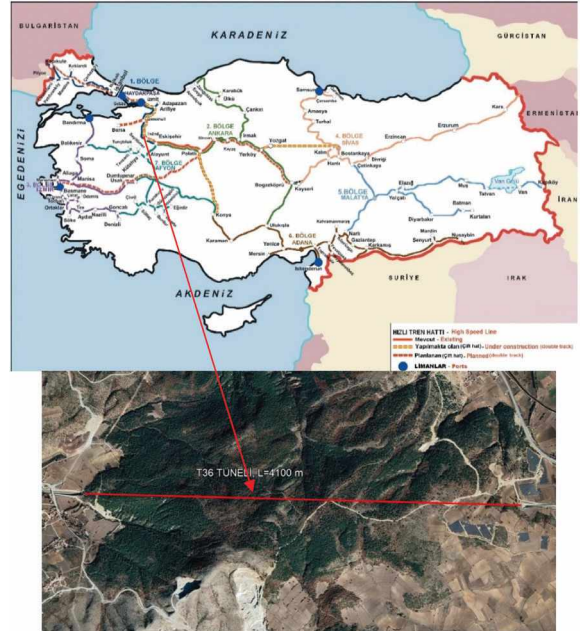
Geniş çaplı tünellerin kazısı sırasında yaşanan sorunlar temelde benzerlikler göstermektedir. Bunlar; (a) Tünel tavan stabilitesi, (b) Tünel ayna stabilitesi ve (c) Sıkışma problemleridir. Zayıf zeminlerde kısa dönemde, diğer bir anlatımla tünel kazısı sırasında meydana gelen tavan stabilite problemleriyle ayna stabilite problemleri; sürenler ve ayna zemin çivileri gibi desteklerle çözümlenebilmektedir. Burada hesaplamalar kısa dönem parametrelerine göre yapılarak destek sistemleri boyutlandırılmaktadır. Uzun dönemde ise, tünel stabilite problemleri genelde sıkışmaya bağlı olarak gelişmekte olup, destek sistemi tasarımı uzun dönem parametreleri dikkate alınarak yapılmalıdır. Özellikle bu tür ortamlarda açılacak tünellerde iç kaplama betonu uzun dönemde kritik olup, kesinlikle donatısız yapılmamalıdır (Aygaz, 2020). Büyük çaplı tünellerde fay geçişi destek sistemleri Aygaz (2000; 2007) tarafından incelenmiş ve rijit destek sistemlerinin uygulanması gerekliliği belirtilmiştir. Kısa dönemde tahkimatlarda herhangi ciddi bir sorun bulunmazken, uzun dönemde sıkışmaya bağlı olarak tünel desteklerin yenildiği gözlenmiştir (Aygaz, 2000; 2007). Ankara-İstanbul Yüksek Hızlı Tren Projesi kapsamında inşa edilmiş olan T13 tüneline killi fay zonu geçişinde karşılaşılan sorunlar ve çözüm önerileri Aygaz ve Gökçeoğlu (2019) tarafından ortaya konmuştur. Uzun dönemde bazı zeminlerin şişme ve sıkışma davranışı

göstermesi nedeniyle, literatürde sıkışmaya bağlı deformasyonların önlenmesi için deformasyon boşluklarının tasarımının gerekliliğine vurgu yapılmıştır (Schubert, 1996; Hoek, 2007). Fay zonlarında zeminlerin desteksiz durma süresinin çok kısa olması nedeniyle, tahkimatın beklenmeden yapılması gerekliliği Terzaghi (1946) ve Bienawski (1973, 1976 ve 1989) tarafından belirtilmiştir. Temelde belirli bir miktarda deformasyona izin verilmesiyle tahkimat basıncını azalmayı hedefleyen Yeni Avusturya Tünel Açma Yöntemi (NATM) Rabcewicz (1964a, 1964b ve 1965) tarafından önerilmiştir. Daha sonra yöntem Rabcewicz ve Golser (1973) ile Müller (1978) tarafından geliştirilmiştir. Ancak daha sonraki dönemlerde, zayıf zeminlerde ve fay zonlarındaki tünellerde esnek bir dış kemer ve deformasyonlara izin verilmesinin stabilite üzerinde olumsuz etkisinin bulunduğu ve rijit bir desteklemenin zorunlu olduğu belirtilmiştir (Aygaz, 2020). Çözüme yönelik olarak, fay zonlarında ve derin tünellerde yaşanan sorunlar incelenerek, zayıf zemin tünelciliği literatürüne katkıda bulunmuşlardır (Mahmutoğlu vd., 2006; Hoek, 2007 ve 2012; Hoek ve Guevera, 2009). Bununla birlikte, zayıf zeminler içinde açılan bir tünelin stabilitesi ile portal stabilitesinin tünel stabilitesi üzerindeki etkileri de Aygaz ve Gökçeoğlu (2020a ve b) tarafından tartışılmış ve çözüm önerileri ortaya konulmuştur. Özellikle fay zonu içinde açılan tünellerde zayıf zeminlerin varlığı, yüksek su

basınçları gibi olumsuz jeolojik ve jeoteknik koşullar, her bir tünel için özel mühendislik çözümünü gerektirmektedir. Bu çözümler gelecekte yapılacak tünel çalışmalarına katkı sağlayacaktır. Bu çalışmada, fay zonunda açılan geniş çaplı T36 tünelinin fay zonu geçişinde karşılaşılan sorunlar ile uzun ve kısa dönem zemin parametrelerine göre destek sistemi analitik çözümler ve nümerik analizlerle incelenmiş olup elde edilen sonuçlar tartışılmıştır.

### T36 TÜNELİNİN GENEL ÖZELLİKLERİ

T36 tüneli Ankara İstanbul Yüksek Hızlı Tren Projesi kapsamında, Km:239+933.00 ile Km:244+033.00 arasında olup, toplam uzunluğu 4100 m'dir (Şekil 1). Tünel girişinin topoğrafik yüksekliği 830 m'dir ve tünelin çıkış kotu 1030 m seviyesine erişmektedir. Tünel üzerindeki örtü kalınlığı 6 ile 183 m arasında değişmektedir (Fugro Sial, 2009). Bu çalışma kapsamında, Km:242+960 ile Km:243+100 arasında yer alan 140m uzunluğundaki fay zonunda meydana gelen aşırı deformasyonların mekanizması ile kısa ve uzun dönem zemin parametreleri kullanılarak yapılan analizlerden elde edilen sonuçlar tartışılmaktadır. Diğer bir ifade ile bu çalışmada tünelin tamamı değil sadece Km:242+960 ile Km:243+100 aralığı dikkate alınmaktadır. Tünel güzergahının Google Earth görüntüsü ve planı Şekil 1'de verilmektedir. Tek tüp olarak projelendirilen T36 tünelinin yüksekliği 8 m olup, kazı çapı 13.5 m'dir (Şekil 2).



Şekil 1. T36 Tüneli lokasyon haritası ve Google Earth görüntüsü üzerindeki tünelin giriş ve çıkışları.

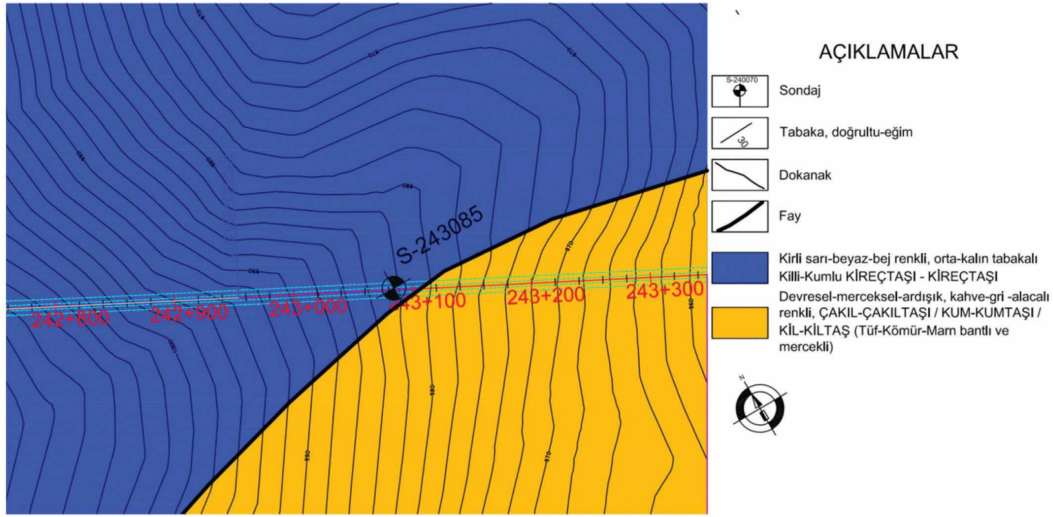
Figure 1. Location map of the T36 tunnel and its entry and exit portals on Google Earth view.

T36 tüneli Yeni Avusturya Tünel Açma Yöntemine göre projelendirilmiştir (Rabcewicz, 1964a, 1964b and 1965; Rabcewicz and Golser, 1973; Müller, 1978). Tünelde deformasyonların meydana geldiği Km:242+960 ile Km:243+100 kesiminin fay zonu içinde (140 m) yer alması ve örtü yüksekliğinin 115 m olması nedeniyle tünelde sıkışmaya bağlı olarak deformasyonlar da meydana gelmiş ve tünelin bu kesimde iç kaplama öncesinde tarama kazısı gerçekleştirilmiştir.



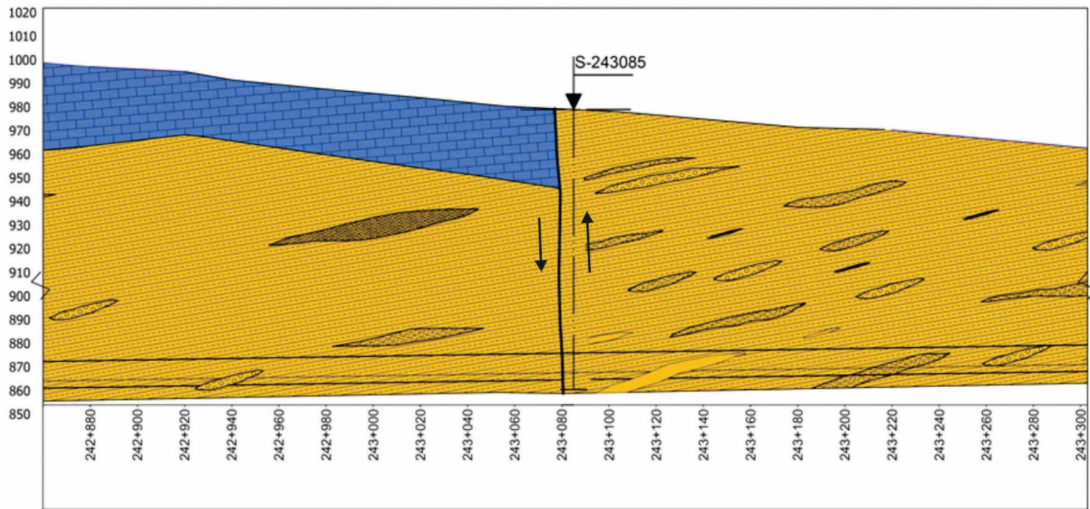
C3 destek sınıfında, başlangıçta yüksek ve hızlı deformasyonlar gelişir. C2 destek sınıfında benzer şekilde deformasyonlar uzun sürer ve yavaş son bulur. C3 destek sınıfında derine inen kırılmalar

ve plastik bölgeler gözlenir. Tüm bu veriler dikkate alındığında, T36 tünelinin çok baskılı sıkışan ve şişen zemin-kaya ortamları içinde yer aldığı ortaya çıkmaktadır (Şekil 3 ve 4).



Şekil 3. Km:242+800 – 243+300 arası kesiminin jeoloji haritası (Fugro Sial, 2009).

Figure 3. Geological map of the section between Km:242+800 - 243+300 (Fugro Sial, 2009).



Şekil 4. T36 tünelinin Km:242+800 – 243+300 arası jeolojik kesiti (Fugro Sial, 2009).

Figure 4. Geological cross section of the T36 tunnel of Km:242+800 - 243+300 (Fugro Sial, 2009).



Tünelde deformasyonların meydana geldiği arazi kesiminde SK243+085 nolu sondaj proje aşamasında Fugro Sial (2009) tarafından gerçekleştirilmiştir. Marn mercekli kıltaşı ile kireçtaşı arasında düşey bir dokanak fayı yer almaktadır (Şekil 3 ve 4). Sondaj, dokanağa çok yakın, killi kireçtaşları içinde açılmış ancak fay zonunu kesecek şekilde konumlandırılmıştır. Sondajda koyu yeşilimi gri, çakıllı, aşırı konsolide sert kil-son derece zayıf dayanımlı birimler kesilmiştir (Fugro Sial, 2009). Sondaj profili boyunca yer yer fay breşleriyle karşılaşmıştır. Bu tür zonlar boyunca karotlar üzerinde gerçekleştirilen ölçümlerden RQD değerleri %0 ile %5 arasında elde edilmiştir. Sondajda örselenmemiş numune alınmadığı için aynı birim içerisinde yer alan çıkış portalı bölgesinden örnekleme ekipmanı kullanılarak alınan örselenmemiş numuneler üzerinde deneyler gerçekleştirilmiştir. Fugro Sial (2009) tarafından gerçekleştirilen deneyler; eksenel ve çapsal deformasyonları dikkate alan tek eksenli deformabilite deneyi, konsolidasyonsuz-drenajsız (UU) üç eksenli sıkışma, ve birim hacim ağırlık deneyleridir. Deney sonuçları Çizelge 1’de toplu olarak sunulmaktadır. Deneyler ASTM ve TSE standartlarına göre yapılmıştır.

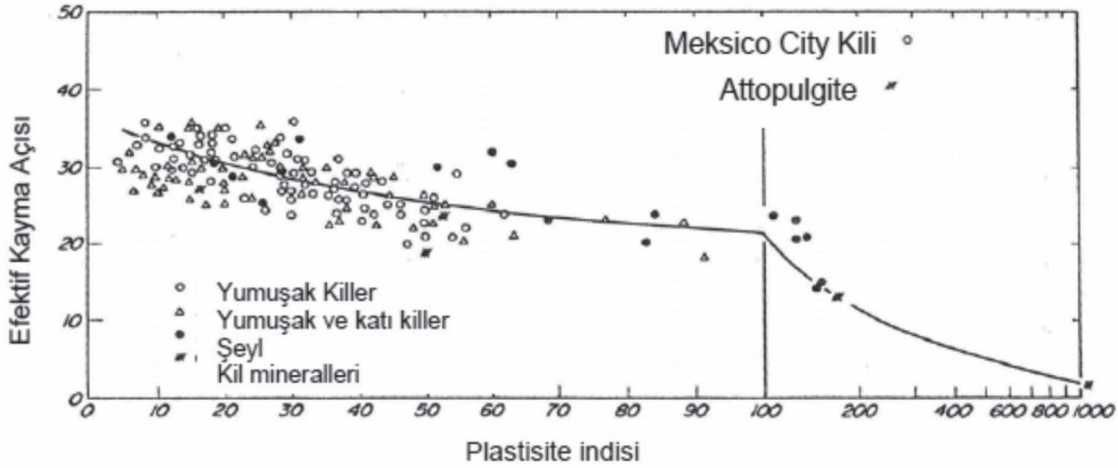
Alınan numuneler, olabildiğince tüneli temsil etmesi amacıyla yüzeyden örnekleme yapılarak seçilmiştir. Bu numunelerden 3 nolu blok tamamen zemin özelliği taşırken 2 ve 4 nolu örnekler ise sert zemin-zayıf kaya sınırındadır. Çizelge 1’de verilen deney sonuçları kullanılarak yapılan değerlendirmelere aşağıda sırasıyla anlatılmıştır. Birimin kısa ve uzun dönem parametreleri Çizelge 2’de verildiği gibi tayin edilmiştir. Kısa dönem parametrelerinde kohezyon değeri olarak 150-200 kPa ve içsel sürtünme açısı da 15-17° olarak alınmıştır. Uzun dönem efektif parametreler ise Gibson (1953) ve Terzaghi vd. (1996) tarafından verilen eşitlikler yardımıyla belirlenmiştir. Efektif içsel sürtünme açısı ile plastisite indisi, PI arasındaki ilişki Şekil 5’de verilmiştir.

Laboratuvar çalışmalarından elde edilen sonuçlara göre ortalama PI değeri %30 olarak ( $\omega PI = \%30$ ) olarak Fugro Sial (2009) tarafından saptanmış olup, bu değere karşılık gelen efektif içsel sürtünme açısı 28°, uzun dönem kohezyon değeri ise 25 kPa olarak belirlenmiştir.

Çizelge 1. T36 çıkış portalından alınan blok numuneler üzerinde yapılan deneylere ait sonuçlar (Fugro Sial, 2009).

Table 1. Results of experiments on the block samples taken from T36 exit portal (Fugro Sial, 2009).

Numune No	Birim	Elastisite Modülü	Poisson Oranı	Tek Eksenli Sıkışma Dayanımı	Birim Hacim Ağırlık	Üç Eksenli Sıkışma Deneyi (UU)	
						c (kPa)	$\phi^\circ$
-	-	MPa	$\nu$	MPa	kN/m <sup>3</sup>	c (kPa)	$\phi^\circ$
Blok 2	Kıltaşı	234	0.25	1.04	25.95	143	21
Blok 3	Kıltaşı	201	0.27	0.24	19.10	210	14
Blok 4	Kıltaşı	4250	0.15	3.78	22.30	138	20



Şekil 5. Etkelif Sürtünme Açısı ile Plastisite indisi (PI) arasındaki ilişki (Terzaghi vd., 1996).

Figure 5. The relationship between the Effective Friction Angle and the Plasticity Index (PI) (Terzaghi et al., 1996).

Çizelge 2. Fay zonu bölgesi için önerilen jeoteknik tasarım parametreleri (Fugro Sial, 2009).

Table 2. Proposed geotechnical design parameters for the fault zone area (Fugro Sial, 2009).

Parametre tipi	Doğal birim hacim ağırlık	Makaslama Dayanım Parametreleri	
	$\gamma_n$ (kN/m <sup>3</sup> )	c (kPa)	$\phi$ (°)
Drenajsız Dayanım Parametreleri (kısa dönem)	19.0	150-200	15-17
Drenajlı Dayanım Parametreleri (uzun dönem)	19.0	25	28

### T36 Tünelinde Karşılaşılan Sorunlar

Tünelde deformasyonların meydana geldiği Aralık 2011 döneminde, tünel kazısı üst yarı aynasında Km:242+960.00'da, alt yarı aynasında Km:243+006 ve tünel taban kemerinde (invertte) ise Km:243+009'da kazılar devam etmekteydi. Tünelin tamamlanan kesimlerinde invert betonu

Km:243+045'e kadar (36 m) tamamlanmıştır. Tünelde meydana gelen deformasyonlar ise Km:243+100'den itibaren başlamıştır. Hazırlanan jeolojik profilden (Şekil 4) ve tünel ayna fotoğraflarından da (Şekil 6) görüleceği gibi tünelin bu kesimi fay zonu içerisinde kalmaktadır. Tünel Km:243+150'den itibaren siltli, kumlu ve killi zayıf çimentolu bir malzeme içerisinde, yer yer çok yumuşak kil/çamurtaşı içinden geçilmiştir. Kil seviyeleri içinden sızıntı şeklinde su gelişinin olduğu gözlenmiştir. Daha sonra Km:243+105'lerden itibaren tünel, sık kayma düzlemleri içeren (shear zones) yeşil renkli çok ayrılmış kilaşı içinde kalmaktadır. Km:243+090'dan itibaren ise tünel, kahverengi yeşil renkli çok ayrılmış, orta-yüksek plastisitide kohezyonlu zemin özelliği gösteren fay kili, fay breşi içerisinde devam etmiştir. Killer içerisinde yer alan çakıl mercerleri içerisinde su akışı olmuştur (Fugro Sial, 2011). Bir anlamda tünelin Km:243+085 ile Km:243+115 arası fay zonunun etki alanı olarak düşünülebilir. Tüm deformasyonlar ve tahkimat sistemlerindeki çatlaklar bu bölgede yoğunlaşmıştır.





Şekil 6. Tünel üst yarı kazı aynası.

*Figure 6. Top heading excavation face of the tunnel.*

Deformasyonların meydana geldiği bu kesimin tamamı, projelendirme aşmasında C3 kaya sınıfında tamamlanmıştır. Ancak uygulama aşamasında bu kesimler için C2 kaya sınıfı dikkate alınmıştır. Tünelde meydana gelen deformasyonların sonucunda, püskürtme betonda

çatlaklar ve yenilmeler (Şekil 7) meydana gelmiştir. Oluşan bu deformasyonların büyük bir bölümü tünelin en kritik yeri olarak üst ve alt yarı birleşim noktalarında görülmüştür (Şekil 8). Deformasyonlar öncesinde tünelin bu bölümünde invert betonları tamamlanmıştır (Şekil 9).



Şekil 7. Püskürtme betonda meydana gelen çatlaklar.

*Figure 7. Cracks occurred in the shotcrete.*



Şekil 8. Alt yarı ve üst yarı birleşimindeki püskürtme beton birleşim bölgesinde meydana gelen çatlaklar.

*Figure 8. Cracks occurred in shotcrete at the junction of the bench and top heading.*



Şekil 9. Tünelin taban kemer betonunun tamamlanmış hali.

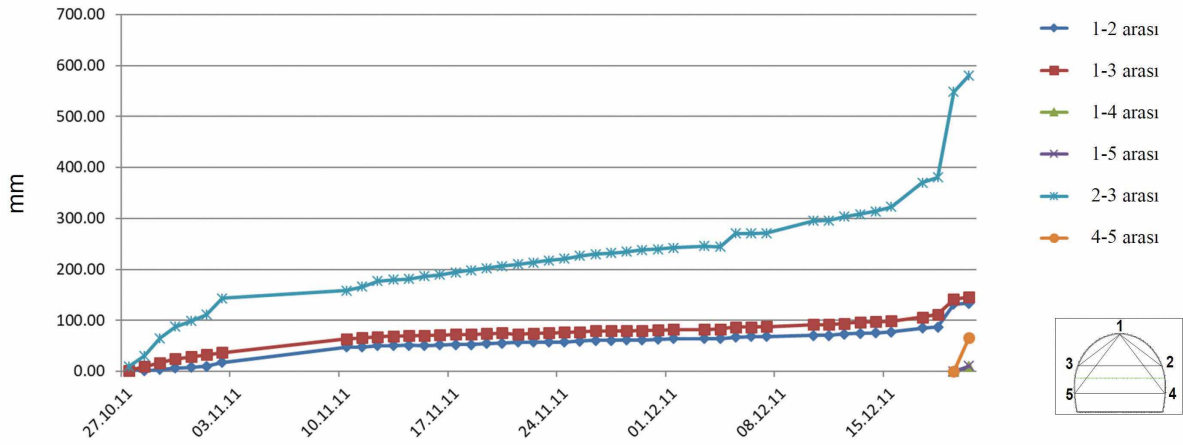
*Figure 9. Completed state of the invert concrete of the tunnel.*

Deformasyonların meydana geldiği kesimlere ait konverjans ölçüm sonuçları Şekil 10 ve 11’de verilmiştir. Tünel içi deformasyon (Konverjans) ölçümleri iki nokta arasındaki kapanmayı ölçmek amacıyla şerit ekstansometreler aracılığıyla yapılmaktadır. Konverjans ölçümlerinden görüleceği gibi, tünel alt yarı kazıları sırasında deformasyonlarda kısa sürede ciddi bir artış meydana gelmiştir (Şekil 10 ve 11). Şekil 10 ve 11 de belirlenen ölçümler 1 nolu seri, 1 ve 2 nolu noktalar arasında, 2 nolu seri, 1 ve 3 nolu noktalar arasında, 3 nolu seri 1 ve 4 nolu noktalar arasında, 4 nolu seri 1 ve 5 nolu

noktalar arasında, 5 nolu seri 2 ve 3 nolu noktalar arasında ve 6 nolu seri ise 4 ile 5 nolu noktalar arasındaki kapanmayı göstermektedir.

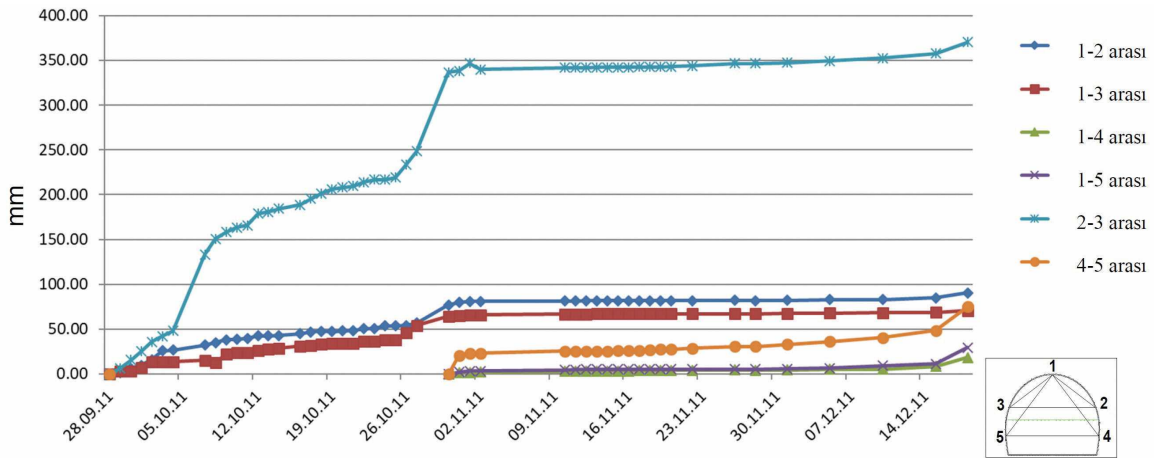
Km:243+021.00’de yapılan ölçümlerde görüleceği gibi 2-3 nolu noktalar arasındaki konverjanslar 5 gün içinde 26 cm artmış ve toplam 60 cm’ye ulaşmıştır (Şekil 10). Meydana gelen deformasyonların alt yarı kazısı sırasında olduğu görülmektedir. Bununla beraber Km:243+043.00’da yapılan ölçümlerde de 2-3 nolu noktalar arasındaki kapanmalarda 5 gün içerisinde 15 cm artmış ve toplam kapanma 37 cm’ye ulaşmıştır (Şekil 11).





Şekil 10. Km: 243+021’de yapılan konverjans ölçümleri (Fugro Sial, 2011).

Figure 10. Convergence measurements at Km:243+021 (Fugro Sial, 2011).



Şekil 11. Km:243+043’de yapılan konverjans ölçümleri (Fugro Sial, 2011).

Figure 11. Convergence measurements at Km:243+043 (Fugro Sial, 2011).

### Tünel Destek Sistemi Analizleri

Tünel destek sistemlerinin belirlenmesinde üç ana yaklaşım;

a) Ampirik yaklaşımlar (Bieniawski, 1973, 1976 ve 1989; Barton vd., 1974 ve 1980; Grimstad ve Barton, 1993),

b) Analitik yaklaşımlar,

c) Sayısal analiz yöntemleri.

Bu yaklaşımlar içerisinde sayısal analizler günümüzde tüm tünel projelerinin vazgeçilmez bir parçası olarak kullanılmaktadır (Koçkar ve Akgün, 2003; Akgün vd., 2014; Zou vd., 2019; Moussaei vd., 2019; Panthi ve Basnet, 2019;

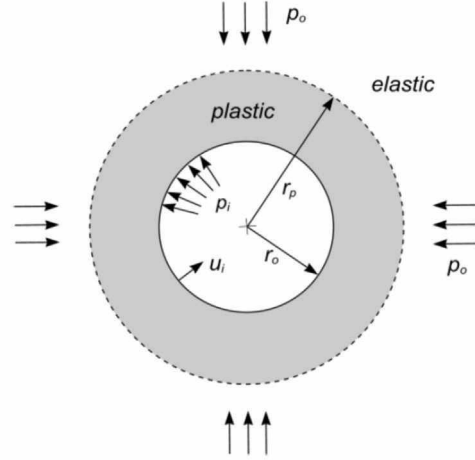
Aygır ve Gökçeoğlu, 2020c; 2020d). Sayısal analiz yöntemlerinde ise en yaygın uygulanan yöntemler sonlu elemanlar, sonlu farklar, ayırık elemanlar, hibrid yöntemlerdir. Bu yöntemler arasında ise sonlu elemanlar göreceli daha yaygın bir şekilde kullanılmaktadır (Das vd., 2017). Bu çalışmada, sayısal analizlerde sonlu elemanlar yöntemi ile çalışan iki boyutlu Phase<sup>2</sup> v8.0 (RocScience, 2020) yazılımı kullanılmıştır.

### Tünel Destek Sistemlerinin Değerlendirilmesi

Analitik çözümler (closed form solutions) tünel projelendirme öncesinde genel zemin davranışı ile gerekli olan destek sistemi basınçlarını belirlemek amacıyla kullanılmaktadır (Hoek ve Brown, 1980; Hoek, 2007; 2012). Ancak bu yaklaşımda bazı kısıtlamalar ve kabuller vardır. Tünelin hidrostatik koşullar altında olduğu, arazi gerilmelerinin eşit olduğu ve tünelin şeklinin dairesel olduğu varsayılır. Ayrıca zemin homojen ve izotropdur (Hoek, 2007). Arazi koşulları ve tünel geometrisi gerçek durumdan bir miktar uzaklaşmakta ve bu durum analiz sonuçlarını olumsuz etkileyerek sonuçlardaki belirsizliği arttırmaktadır. Bu nedenle bu tür çözümler mutlaka sayısal analiz yöntemleriyle doğrulanmalıdır. Şekil 12’de dairesel kesiti olan hidrostatik gerilme altında  $p_0$  arazi basıncı ve iç destek basıncı  $p_i$ , tünel yarıçapı  $r_0$  ve plastik zon yarıçapı  $r_p$  olarak gösterilmektedir. Çizelge 3’de hidrostatik gerilme ortamı için belirlenen kapalı form eşitlikleri verilmektedir (Hoek ve Brown, 1980; Hoek, 2007; Hoek, 2012).

Tünelin fay zonu kesimine ait zemin parametreleri Çizelge 3’te gösterilmektedir. Buradan arazi gerilmesi,  $H=115$  m,  $\gamma=19$  kN/m<sup>3</sup>,  $r_0=6.5$  m, jeostatik basınç  $p_0=0.019 \times 115=2.185$  MPa olarak elde edilir. Tünelde oluşacak birim deformasyon, plastik zon yarıçapı, desteksiz durumda meydana gelen deformasyon, tünel

aynasındaki deformasyon hem uzun hem de kısa dönemler için hesaplanmış ve Çizelge 4’de sunulmuştur.



Şekil 12. Dairesel kesitli tünel çevresinde oluşan plastik ve elastik zonlar (Hoek, 2012).

Figure 12. Plastic and elastic zones forming around a circular tunnel (Hoek, 2012).

Desteksiz durumda tünelde meydana gelen deformasyonların kabul edilebilir değerlerin çok üstünde olduğu Çizelge 5’ten anlaşılmaktadır. Şekil 13’ten de görüleceği gibi tünelde oluşacak kapanma/daralma kabul edilebilir seviyede değildir. Tünel desteklerinin hemen kazı sonrasında yapılması gerekmekte olup, çok aşırı sıkışma koşulları içerisinde kazılacağı, ayrıca süren ile aynı bulonlarının gerekeceği anlaşılmaktadır.  $\left(\frac{\sigma_{cm}}{p_0}\right)$  ile yer değiştirme yüzdesi (%E) arasında Hoek ve Marinos (2000) tarafından önerilen ve Şekil 13’te sunulmuş olan grafik değerlere göre, uzun dönemde tünelde aşırı sıkışmaların meydana geleceği anlaşılmaktadır. Birim yerdeğıştirmelerin %10 dan büyük olması ve  $\left(\frac{\sigma_{cm}}{p_0}\right)$  oranının uzun dönem için 0.04 mertebesinde olması nedeniyle tünelde uzun dönemde aşırı sıkışmalar beklenmektedir.

Çizelge 3. Kapalı form eşitlikleri (Hoek ve Brown, 1980; Hoek, 2007; Hoek, 2012).

Table 3. Closed form equations (Hoek ve Brown, 1980; Hoek, 2007; Hoek, 2012).

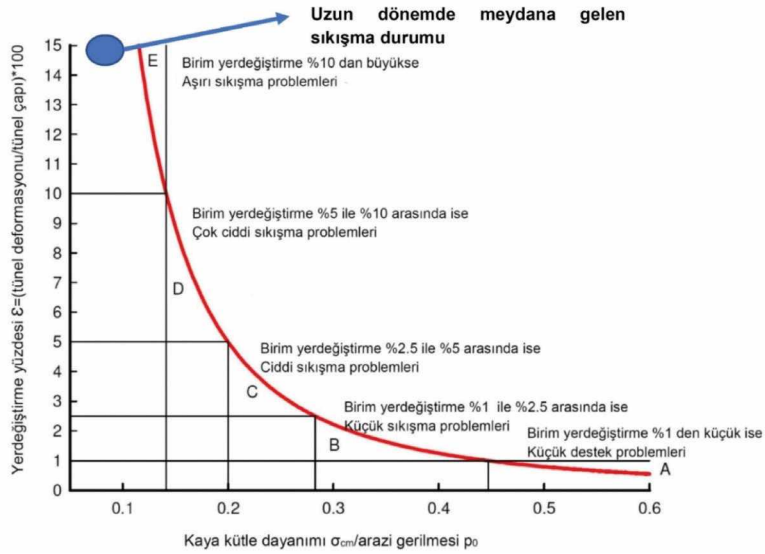
Mohr Coulomb yenilme kriteri (1)	$\sigma'_1 = \sigma_{cm} + k\sigma'_3$	Plastik zon yarıçapı $r_p$ ( $p_i=0$ ) (6)	$rp = r0 \left[ \frac{2(p0(k-1) + \sigma_{cm})}{(1+k)((k-1)p_i + \sigma_{cm})} \right]^{\frac{1}{k-1}}$
Kaya kütleinin tek eksenli yenilme dayanımı $\sigma_{cm}$ (2)	$\sigma_{cm} = \frac{2c' \cos \phi'}{(1 - \sin \phi')}$	Plastik yerdeğiştirme $u_{ip}$ (7)	$uip = \left( \frac{r0(1 + \nu)}{Em} \right) [2(1 - \nu)(p0 - p_{cr}) \left( \frac{rp}{r0} \right)^2 - (1 - 2\nu)(p0 - p_i)]$
k (3)	$k = \frac{(1 + \sin \phi')}{(1 - \sin \phi')}$	%Deformasyon, $\epsilon$ (8)	$\epsilon\% = \left( \frac{u_i}{r0} \right) \times 100 = [0.2 - 0.25 \left( \frac{p_i}{p0} \right) \left( \frac{\sigma_{cm}}{p0} \right)^{2.4 \left( \frac{p_i}{p0} \right)^{-2}}$
Kritik tahkimat basıncı $p_{cr}$ (4)	$p_{cr} = \frac{2p0 - \sigma_{cm}}{1 + k}$	Plastik zon yarıçapı (9)	$\left( \frac{rp}{r0} \right) = (1.25 - 0.625 \left( \frac{p_i}{p0} \right) \left( \frac{\sigma_{cm}}{p0} \right)^{\left( \frac{p_i}{p0} \right)^{-0.57}}$
Elastic yerdeğiştirme $u_{ie}$ (5)	$u_{ie} = \frac{r0(1 + \nu)(p0 - p_i)}{Em}$		
$r_p$ = Plastik zon yarıçapı $u_i$ = Yerdeğiştirme $r0$ = Tünel yarıçapı $p_i$ = Tahkimat basıncı $p0$ = Arazi gerilmesi $\sigma_{cm}$ = Kaya kütle dayanımı $Em$ = Deformasyon modülü		$\sigma'_1$ = Yenilme anındaki efektif eksenel gerilme $\sigma'_3$ = Efektif Yanal gerilme $c'$ = Kohezyon $\phi'$ i $\theta'$ = İçsel sürtünme açısı $\nu$ = Poisson oranı	

Çizelge 4 Kapalı form eşitliklerine göre kısa ve uzun dönem parametreleri kullanılarak hesaplanan değerler.

Table 4. Calculated values using short- and long-term parameters according to the closed form equations.

	$\sigma_{cm}$	$P_0$	$\sigma_{cm}/P_0$	$r_p$ (m)	$\epsilon$ (%)	$u_i$ (m)	$u_{if}$ (m)	$P_{cr}$ (MPa)
Kısa Dönem Parametreleri	0.54	2.185	0.25	25.27	43.4	2.82	0.52	1.35
Uzun Dönem Parametreleri	0.08	2.185	0.04	40.23	145	9.35	1.23	1.14





Şekil 13. Desteksiz tünellerde birim yerdeğışirmeye bağılı olarak meydana gelen sıkışma problemlerinin derecesini tahmin abağı (Hoek ve Marinos, 2000).

Figure 13. Degree of squeezing problems estimation chart for unsupported tunnels depending on unit displacement (Hoek and Marinos, 2000).

### Kaya Destek İlişkisi Analizi-Kaya ve Destek Eğrileri

İlgili literatürde tünel destek sistemlerinin ve tünel davranışının belirlemek amacıyla zemin reaksiyon eğrisi “Ground Response Curve” (GRC), destek reaksiyon eğrisi “Support Reaction Curve” (SRC), boyuna deformasyon profili “Longitudinal Deformation Profile” (LDP) üzerinde çalışmalar gerçekleştirilmiştir (Hoek ve Brown, 1980; Unlu ve Gerçek, 2003; Hoek vd., 2008; Vlachopoulos ve Diederichs, 2009). Yukarıda belirtilen çalışmalarda destek sistemlerinin optimizasyonu (en iyileme) için

hangi durum ve yer değıştirmeler altında destek sistemlerinin yerleştireleceğı araştırılmıştır. Çalışma kapsamında, fay zonu kesimi için hem kısa hem de uzun dönem parametrelerine göre zemin reaksiyon eğrisi, destek reaksiyon eğrisi ile boyuna yerdeğışirme profili hem kısa hem de uzun dönem parametreleri kullanılarak elde edilmiştir. Zemin reaksiyon eğrisinin tespit edilmesi sırasında Eşitlik 4 - 7 kullanılmış ve plastik zon yarıçapının tespitinde ise Eşitlik 6 kullanılmıştır. Boyuna deformasyon profili çizdirilirken Vlachopoulos ve Diederichs (2009) tarafından önerilen Eşitlik 10 kullanılmıştır.

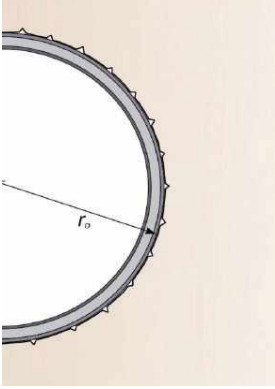
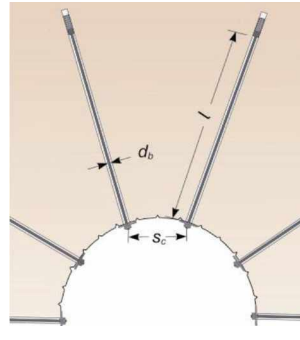
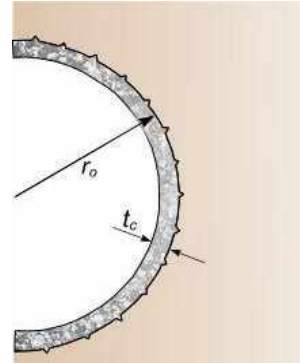
$$u_i = \begin{cases} u_{im} \cdot \left[ \frac{u_{if}}{u_{im}} \cdot e^{x/r_0} \right] & , x < 0 \\ u_{im} \cdot \left[ \left( \frac{u_{im}}{3} \right) e^{-0.15(r_{pm}/r_0)} \right] & , x = 0 \\ u_{im} \cdot \left[ 1 - \left( 1 - \frac{u_{if}}{u_{im}} \right) \cdot e^{(-3x/r_0)/(2r_{pm}/r_0)} \right] & , x > 0 \end{cases} \quad (10)$$

Burada  $u_{ip}$  tünel aynasındaki deformasyonu,  $u_{im}$  maksimum yerdeğiştirmeyi göstermektedir. Tünel destek sistemlerinin destek basınçlarının hesaplanmasında Çizelge 5'te verilen eşitlikler

kullanılmıştır. Bununla birlikte fay zonundaki kesimi için seçilen destek sistemi özeti Çizelge 6'da verilmektedir.

Çizelge 5. Destek kapasitesi eşitlikleri (Hoek ve Brown, 1980; Brady ve Brown, 1985).

Table 5. The equations of support capacity (Hoek ve Brown, 1980; Brady ve Brown, 1985).

Çelik İksa		
	$\sigma_{ys}$ : çeliğin akma dayanımı (MPa) $E_s$ çeliğin elastisite modülü (MPa) $A_s$ kesit alanı (m <sup>2</sup> ) $s_l$ tünel eksenine boyunca mesafe (m) $r_o$ tünel yarıçapı (m) $P_{ssmax}$ maksimum destek basıncı $K_{ss}$ rijitlik	$p_{ssmax} = \frac{A_s \sigma_{ys}}{s_l r_o}$ $K_{ss} = \frac{E_s A_s}{s_l r_o^2}$
Kaya Bulonu		
	$d_b$ bulon çapı (m) $l$ bulon veya ankrajın serbest kök uzunluğu (m) $E_s$ bulon elastisite modülü (MPa) $s_c$ çevresel yönde bulon aralığı (m) $s_l$ boyuna yönde bulon aralığı (m) $T_{bf}$ bulon nihai yük $P_{sbmax}$ maksimum destek basıncı $K_{sb}$ rijitlik	$p_{sbmax} = \frac{T_{bf}}{s_l s_c}$ $K_{sb} = \frac{E_s \pi d_b^2}{4l s_l s_c}$
Püskürtme Beton		
	$\sigma_{cc}$ tek eksenli basınç dayanımı (MPa) $E_c$ elastisite modülü (MPa) $\nu$ Poisson oranı $t_c$ kaplama kalınlığı (m) $r_o$ tünel yarıçapı (m) $P_{scmax}$ maksimum destek basıncı $K_{sc}$ rijitlik	$p_{scmax} = \frac{\sigma_{cc}}{2} \left[ 1 - \frac{(r_o - t_c)^2}{r_o^2} \right]$ $K_{sc} = \frac{E_c (r_o^2 - (r_o - t_c)^2)}{2(1 - \nu^2)(r_o - t_c)r_o^2}$

Çizelge 6. Tünel destek sistemi detayları.

Table 6. Details of tunnel support systems.

Destek elemanı	Özellik
Püskürtme beton C20/25	45 cm
Çelik İksa	I 200
Kaya bulonu	12 m, d=32 mm Pult=280 kN
Süren	12 m, 3.5 veya 4", 6 m bindirme
Round Mesafesi Üst yarı/Alt yarı/Invert	1/2/4 m
Hasır Çelik, Q589/443	2 kat
Ayna Desteği	10 cm püskürtme beton/1 kat hasır çelik 9 m ayna bulonu

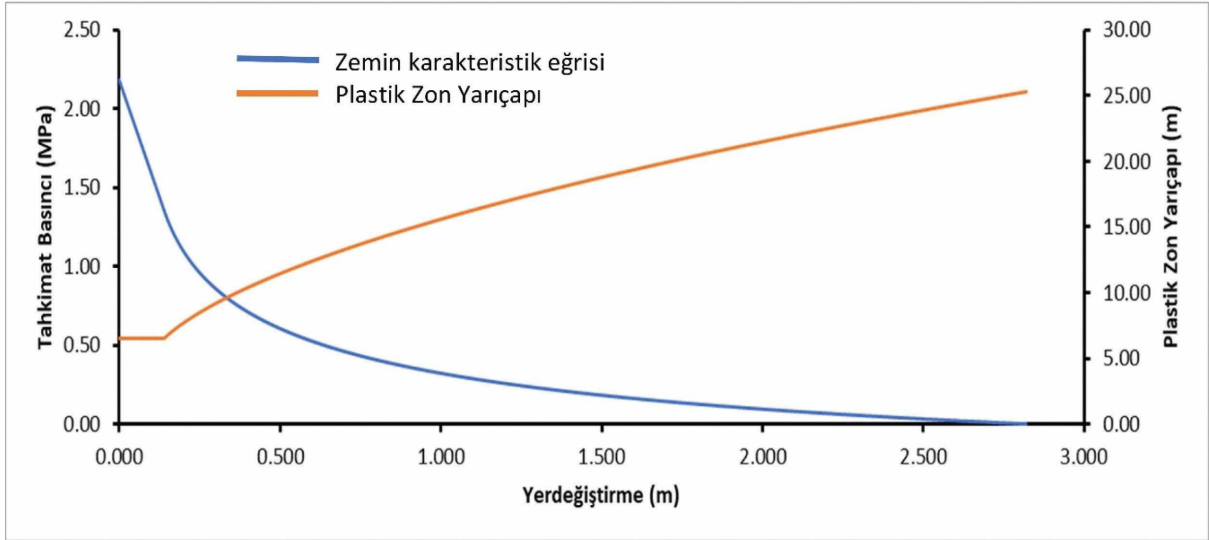
## Kısa Dönem Parametrelerine Göre Analizler

Tünelin fay zonu bölgesi için, Şekil 14'de zemin reaksiyon eğrisi, Şekil 15'te boyuna yerdeğiştirme profili ve Şekil 16'da da destek reaksiyon eğrisi sunulmaktadır. Tünel destek sistemi basınçları ve rijitlik değerleri ise Çizelge 7'de verilmektedir.

Çizelge 7. Fay zonu destek sistemi basınçları.

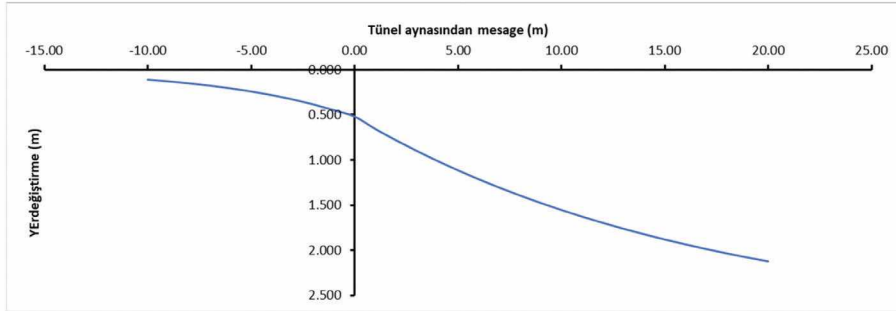
Table 7. Support systems pressures in the fault zone.

Destek Elemanı	$p_{scmax}$ (MPa)	$K_{sc}$ (MPa/m)
Püskürtme Beton	2.00	327.96
Çelik İksa	0.187	16.36
Kaya Bulonu	0.28	13.875



Şekil 14. Fay zonu bölgesi için kısa dönem parametreleri kullanılarak elde edilen zemin tepki eğrisi ve plastik zon yarıçapı.

Figure 14. Ground reaction curve and plastic zone's radius obtained by using short-term parameters for the fault zone.

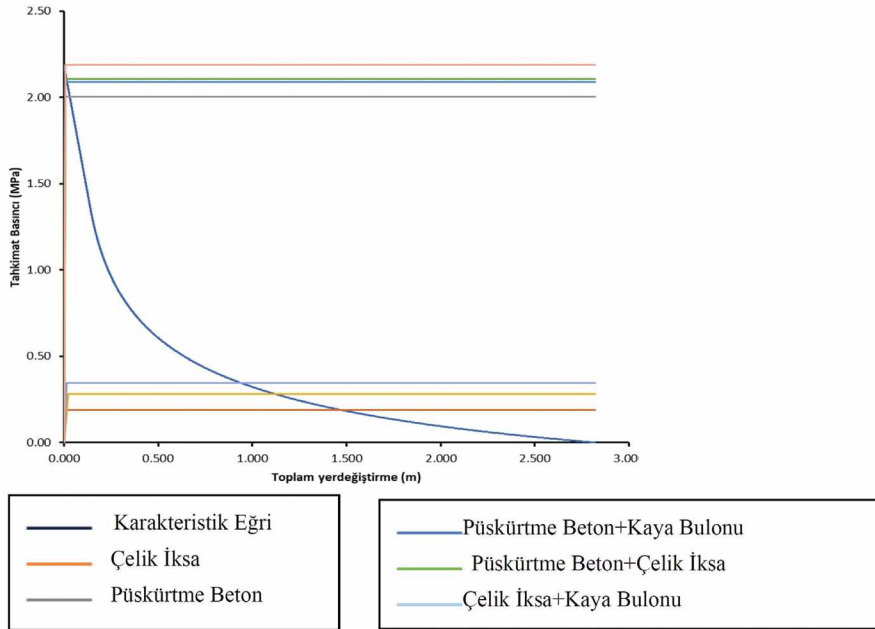


Şekil 15. Kısa dönem parametreleri kullanılarak elde edilen boyuna deformasyon eğrisi.

Figure 15. Longitudinal deformation profile obtained using short term parameters.

Yapılan analizlerde,  $r_{pm}/r_0 = 3.89$  olarak hesaplanmıştır. Kısa dönemde tünel çevresindeki plastik zon yarıçapı 25 m'ye kadar çıkmaktadır (Şekil 15). Aynı şekilde kısa dönem için tünel aynasında meydana gelen yerdeğiştirme ise  $u_{if} = 0.52$  m olarak hesaplanmıştır. Tünel aynasının

1 m gerisinden, desteklerin yapılması durumunda 65 cm düzeyinde deformasyon olmaktadır (Şekil 16). Ayrıca, Şekil 17'de verilen eğriye göre de, tünelde deformasyonların gelişmesine izin vermeyecek şekilde yerleştirilmesi gerektiği açık bir şekilde görülmektedir.



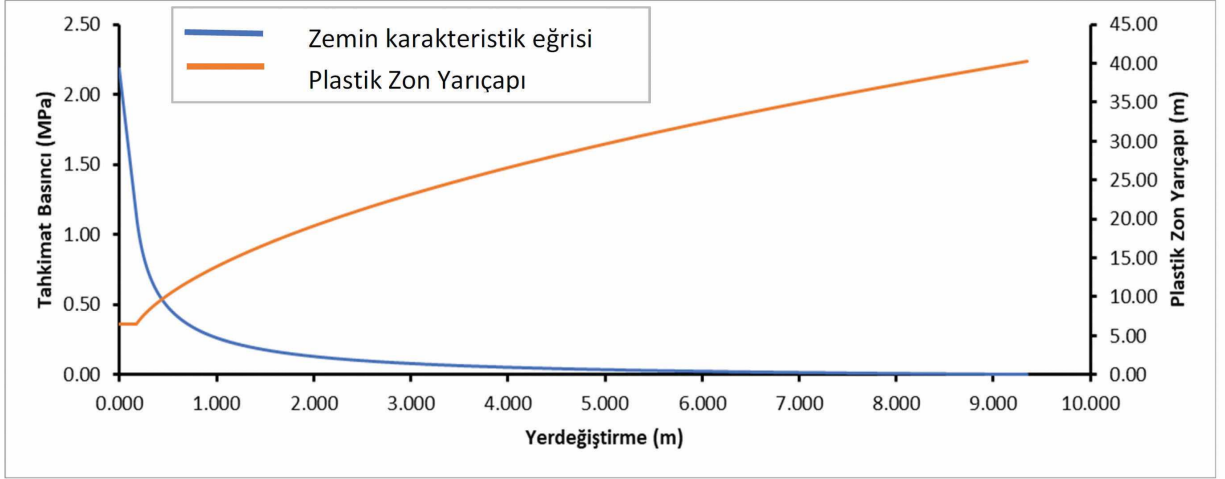
Şekil 16. Kısa dönem parametreleri kullanılarak elde edilen zemin ve destek sistemi karakteristik eğrisi.

Figure 16. Ground and support system characteristic curve obtained using short-term parameters.

*Uzun Dönem Parametrelerine Göre Analizler*

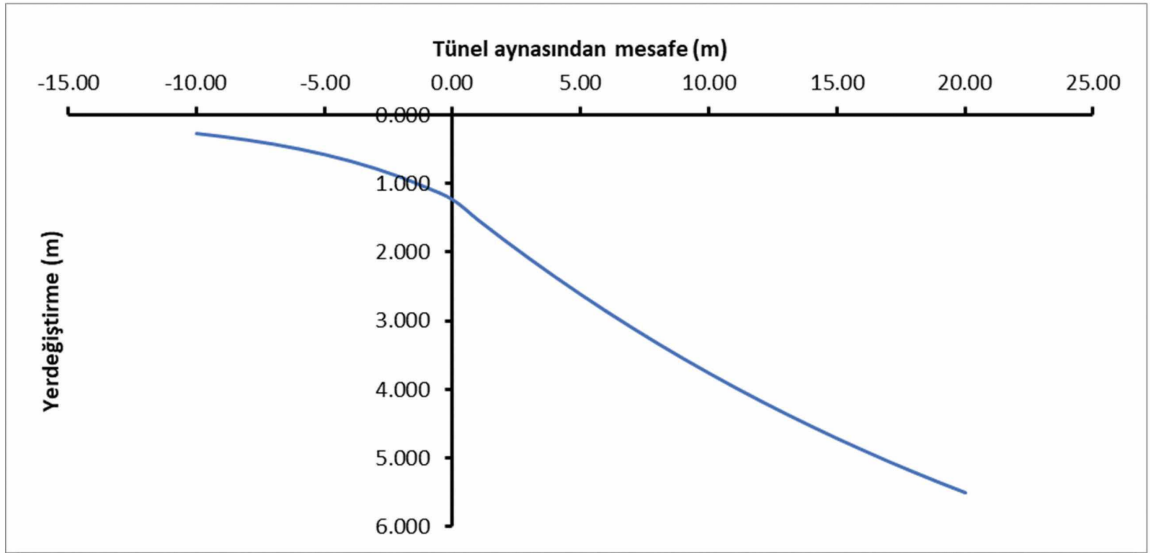
Tünelin fay zonu bölgesi için uzun dönem parametrelerine göre, Şekil 17'de

zemin reaksiyon eğrisi, Şekil 18'de boyuna yerdeğiştirme profili ve Şekil 19'da da destek reaksiyon eğrisi sunulmuştur.



Şekil 17. Fay zonu bölgesi için uzun dönem parametreleri kullanılarak hesaplanan zemin tepki eğrisi ve plastik zon yarıçapı.

Figure 17. Ground reaction curve and plastic zone radius obtained using long-term parameters for the fault zone.

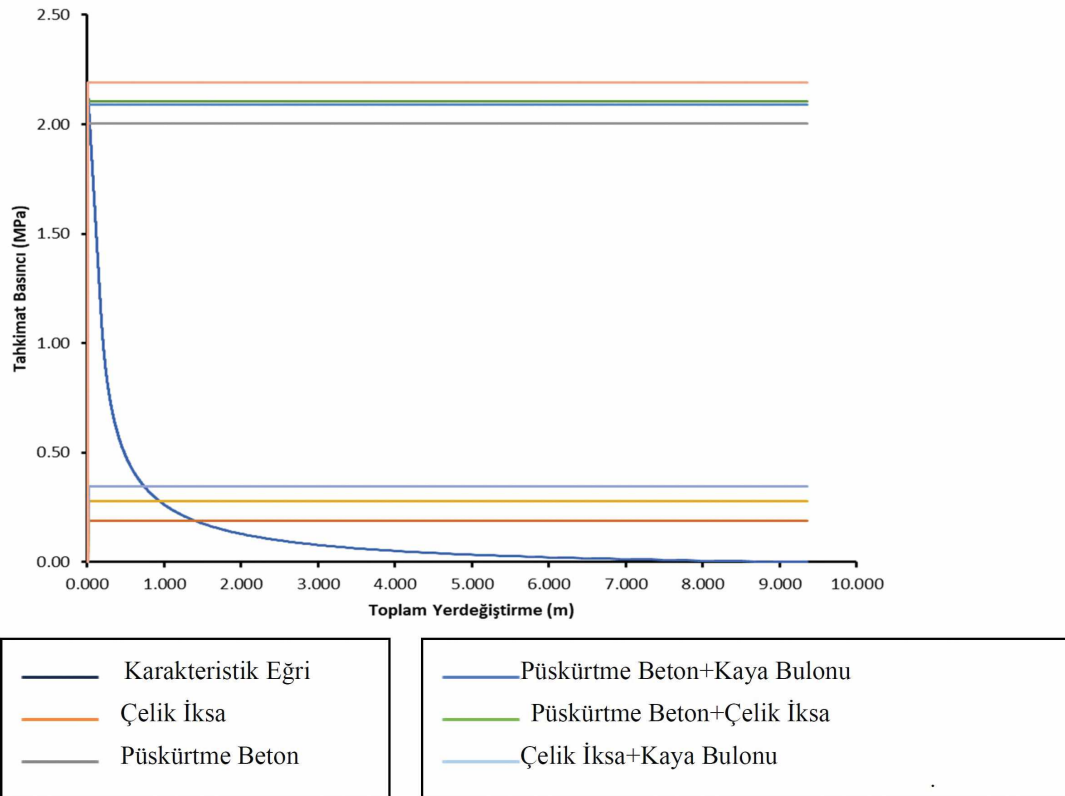


Şekil 18. Uzun dönem parametreleri kullanılarak hazırlanan boyuna deformasyon eğrisi.

Figure 18. Longitudinal deformation profile obtained using the long-term parameters.

Uzun dönem parametreler kullanılarak yapılan analizlerde,  $r_{pm}/r_0=6.19$  olarak hesaplanmış olup, tünel çevresindeki plastik zon yarıçapı 40.23 m'ye kadar çıkmaktadır (Şekil 17). Aynı şekilde tünel aynasında meydana gelen yerdeğiştirme ise  $u_{if}=1.23$  m dir. Tünel aynasının 1 m gerisinden, desteklerin yapılması durumunda ise 1.25 m düzeyinde deformasyon olmaktadır (Şekil 18). Ayrıca seçilen destek elemanları ile zemin reaksiyon eğrisi ve destek sistemi reaksiyon eğrisi Şekil 19'da verilmektedir. Elde edilen sonuçlara göre, deformasyona izin verilmeden tahkimatların yerleştirilmesi gerekmektedir.

Bu bölümde gerçekleştirilen tüm analizler birlikte incelendiğinde, hem kısa dönem hem de uzun dönem analizleri sonuçları tünelde ön destekleme hem tünel aynasında hem de tünel tavanında zorunlu olduğunu göstermiştir. Bu durumda öncelikle tünelde herhangi bir deformasyona izin verilmeden tünel desteklerinin yapılması gerektiği ortaya çıkmaktadır. Buna ek olarak tünel aynasında ve tavanında yapılacak olan destekler güvenlik faktörünü arttıracaktır. Sonuç olarak tünelde herhangi bir deformasyona izin verilmesi halinde, önce deformasyonlar çok hızlı ve yüksek değerlerde gerçekleşecek ve sonuçta yenilme kaçınılmaz olacaktır.



Şekil 19. Uzun dönem parametreleri kullanılarak hazırlanan zemin ve destek sistemi karakteristik eğrisi.

Figure 19. Characteristic curve of the ground and support system obtained using the long-term parameters.



### Sayısal Analizler

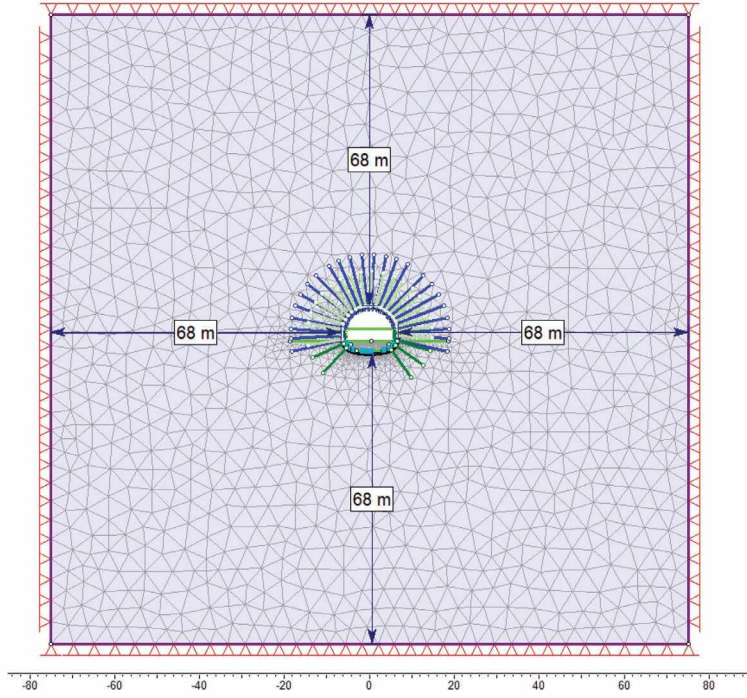
Fay zonu kesiminin modellenmesi için, öncelikle mevcut durumda kullanılan destek sistemleri ile tünel modeli hazırlanarak analizler gerçekleştirilmiştir. Kazı aşamasında bu kesim C2 destek sistemi ile geçilmiştir. C2 destek sistemi I200 tipi çelik iksayı, 30 cm püskürtme betonu ve 8 m kaya bulonunu kapsamaktadır. Çalışmada dikkate alınan modelleme aşamaları Çizelge 8’de verilmektedir. Toplam dokuz aşamada mevcut durum ve tarama sonrası durum modellenmiş olup, oluşturulan geometrik model ve aşamaları ise Şekil 20 ve 21’de sunulmuştur. 7. aşamada verilen modelde deformasyonlar

sıfırlanmış ve tarama kazısına bu aşamada başlanmıştır. Buna ek olarak, bu aşamada modelde C2 kaya sınıfında yerleştirilen bulonlar ile çelik iksa ve 30 cm püskürtme beton modelden kaldırılmıştır (Şekil 22). 8. aşamada kullanılan modelde tarama kazısında kullanılan yeni destek sistemleri tanımlanmıştır. Tünelin bu kesiminde, modelde sabit gerilmeler uygulanmıştır. Burada düşey gravityasyon gerilmesi  $\sigma_v = h \cdot \gamma$  (Fenner, 1938) eşitliği ile, yatay gerilmeler ise bu kesimin fay zonu olması sebebiyle düşey gerilmeye eşit alınmıştır ( $\sigma_v = \sigma_h$ ). Buna göre ortamdaki düşey ve yatay gerilmeler 2.18 MPa  $\approx$  2.2 MPa olarak hesaplanmış ve modellemede sabit öngörülmüştür.

Çizelge 8. Modelleme aşamaları.

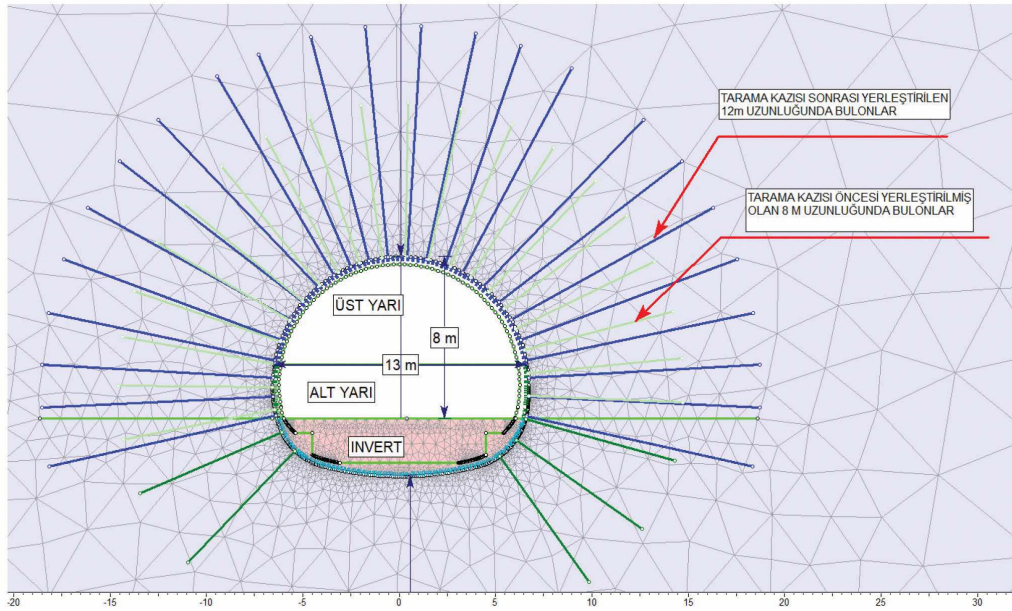
Table 8. Modelling stages.

1	Arazi Gerilmelerinin Oluşturulması	
2	Üst yarı kazısı, bulon, iksa ve püskürtme beton yerleştirilmesi	8 m IBO bulon (1.2x1.0 m) I 200 iksa, 30 cm püskürtme beton (C20/25)
3	Alt yarı kazısı, bulon, iksa ve püskürtme beton yerleştirilmesi	8 m IBO bulon (1.2x1.0 m) I 200 iksa, 30 cm püskürtme beton (C20/25)
4	Invert kazısı, bulon, iksa ve püskürtme beton yerleştirilmesi	8 m IBO bulon (1.2x1.0 m) I 200 iksa, 30 cm püskürtme beton (C20/25)
6	Invert Betonu yerleştirilmesi	-
7	Alt yarının malzeme ile doldurulması ve deformasyonların sıfırlanması	-
8	Üst yarı tarama kazısı	12 m IBO bulon (1.0x1.0 m) I 200 iksa, 45 cm püskürtme beton (C30/37)
9	Alt yarı tarama kazısı	12 m IBO bulon (1.0x1.0 m) I 200 iksa, 45 cm püskürtme beton (C30/37)



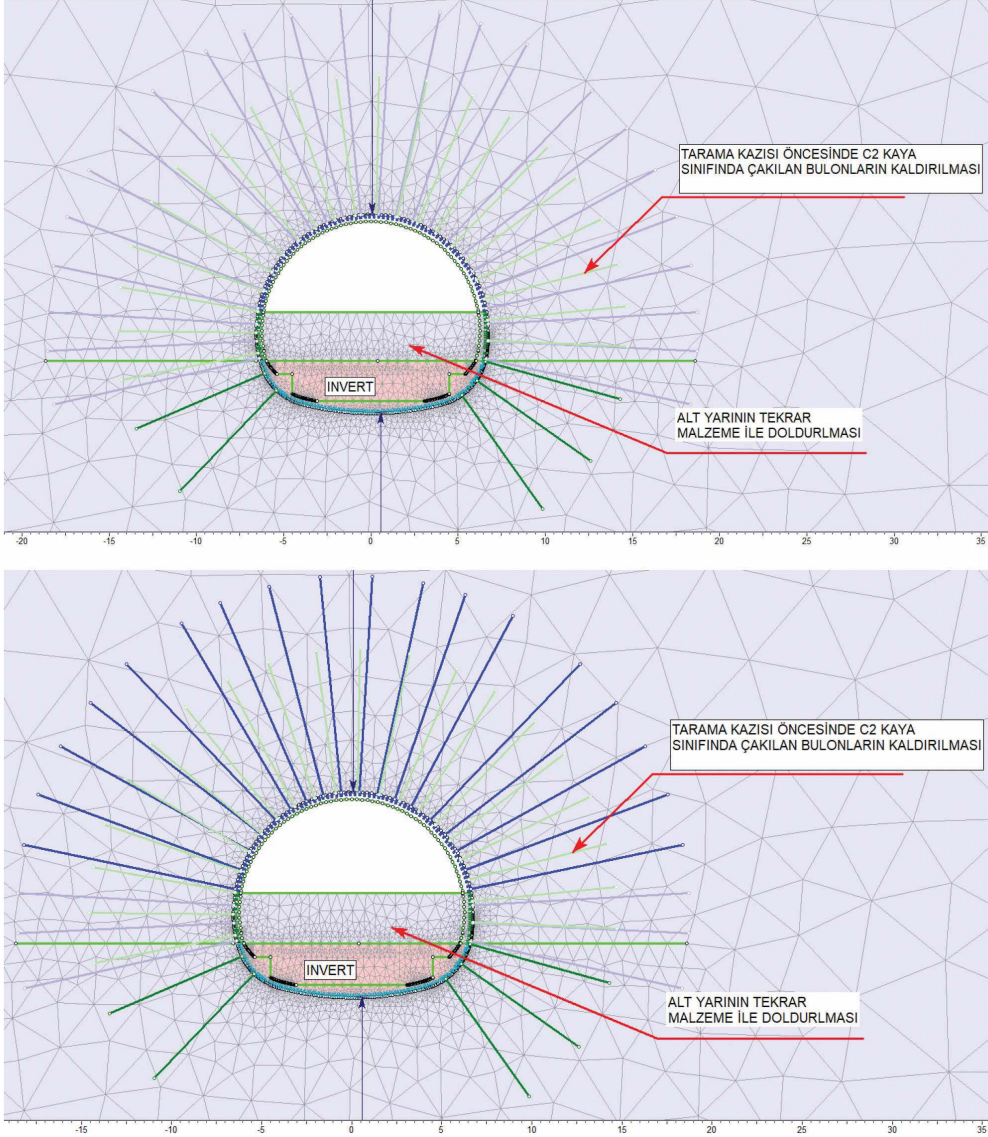
Şekil 20. Phase2d programı ile oluşturulan modelin sınır koşulları.

Figure 20. Model boundary conditions created by the Phase2d software.



Şekil 21. Phase2d programı ile oluşturulan model destekleme sistemi detayları.

Figure 21. Details of the model supporting system created by the Phase2d software.



Şekil 22. Tarama kazısı öncesinde alt yarı kesiminin malzeme ile doldurulması ve bulonların kaldırılması (aşama 7 ve 8).

Figure 22. Filling the bench section with material and removing bolts before the re-profiling excavation (stages 7 and 8).

### Analiz Sonuçlarının Değerlendirilmesi

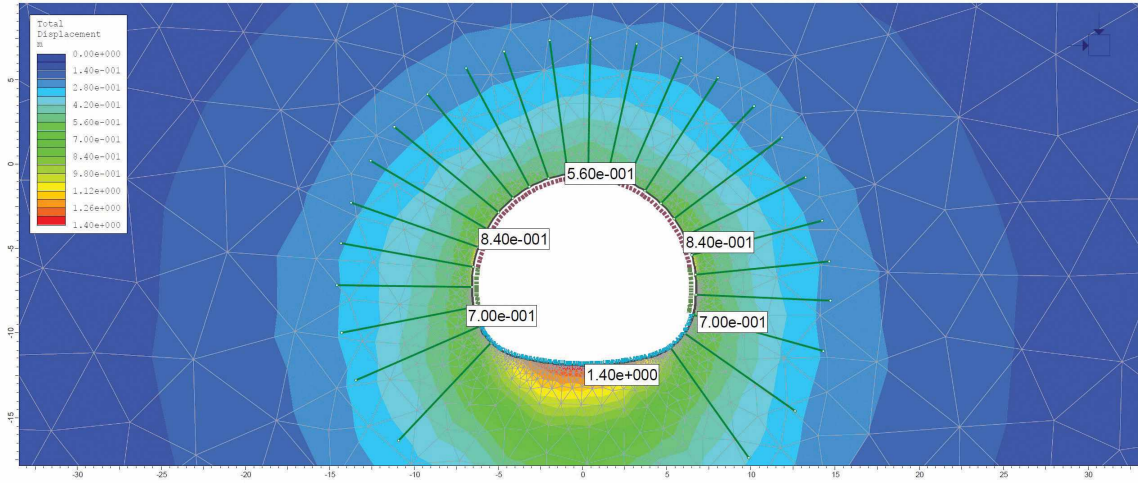
Tünelde C2 destek sınıfı ile kazısı yapılan kesimin modellenmesi ilk 6 aşamada tamamlanmıştır. Başlangıçta mevcut durumun deformasyon ve gerilme durumları verilmekte,

daha sonra da tarama kazısı sonucunda oluşan durum incelenmektedir. Tünelde C2 kaya sınıfı ile yapılan analizlerde tünel çevresinde 50 cm'yi aşan deformasyonlar gözlenmiş ve (Şekil 23) tünelin bu kesimde yenileceği ortaya çıkmıştır.



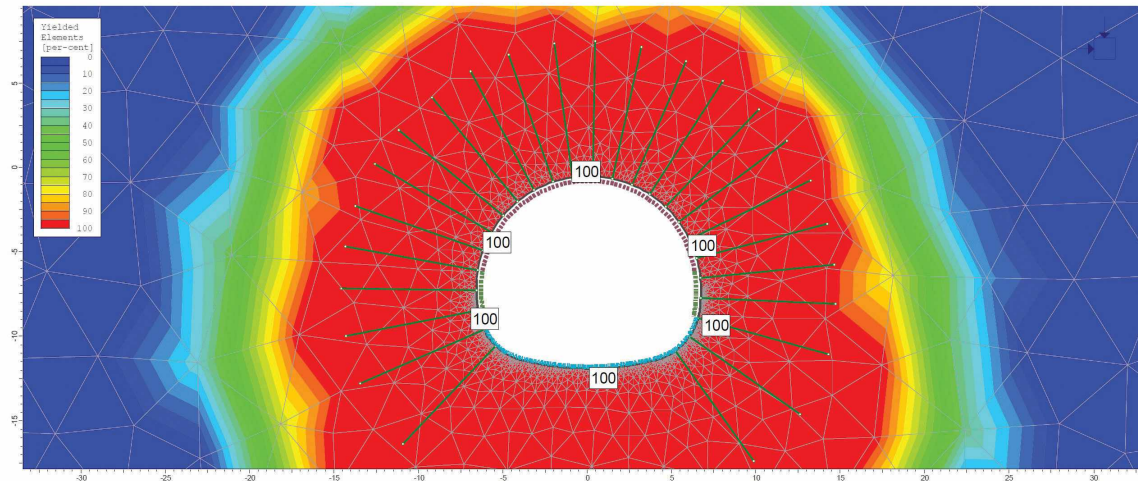
Tünelde yapılan deformasyon okumalarında da deformasyonların 50 cm'i aştığı kesimlerin varlığı ortaya çıkmıştır. Tünel çevresindeki yenilmeler Şekil 24'de verilmekte olup, yenilmelerin tünel çevresinde 12 m'yi aşan bir kesimde yer aldığı gözlenmiştir. Şekil 25'de ise

tünelde meydana gelen  $\sigma_1$  değerlerinin dağılımı görülmektedir. Ortamdaki kaya kütle sinin uzun dönemdeki kaya kütle dayanımı  $\sigma_{cm}=0.08$  MPa olduğu dikkate alındığında, güvenlik katsayısı 0.1 olarak elde edilmektedir.



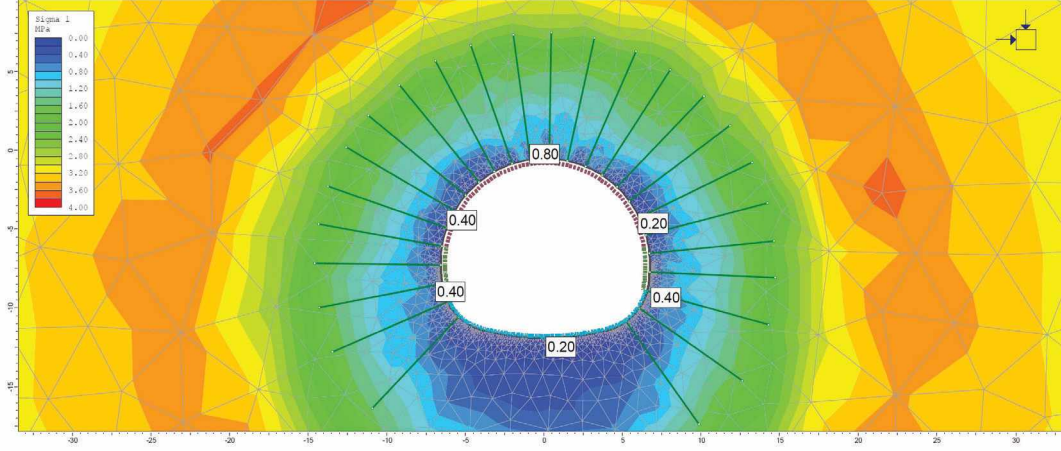
Şekil 23. C2 kaya sınıfında meydana gelen toplam yerdeğiştirmeler.

Figure 23. Total displacements for the C2 rock support class.



Şekil 24. C2 kaya sınıfında meydana gelen yenilme zonu.

Figure 24. Failure zone occurred in the C2 rock support class.

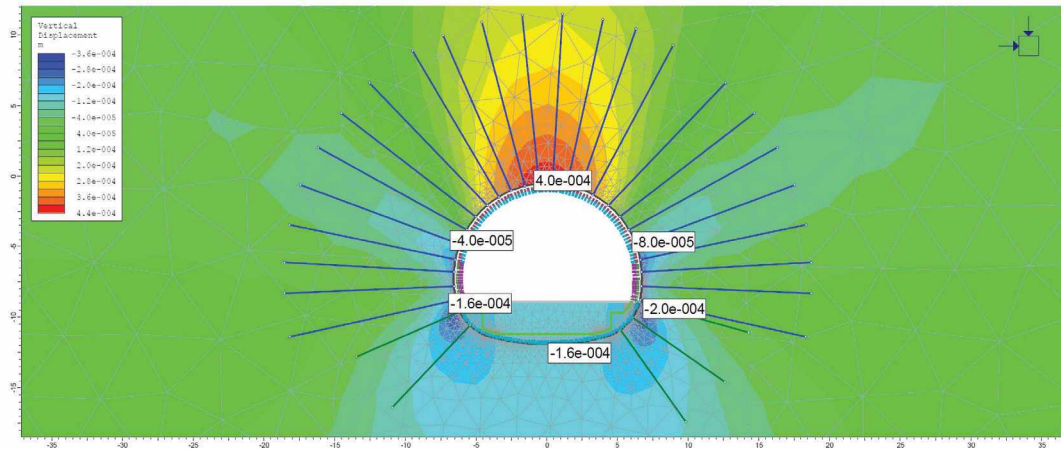


Şekil 25. C2 kaya sınıfında meydana gelen  $\sigma_1$  gerilme değerleri.

Figure 25.  $\sigma_1$  vertical stress values occurred in the C2 rock support class.

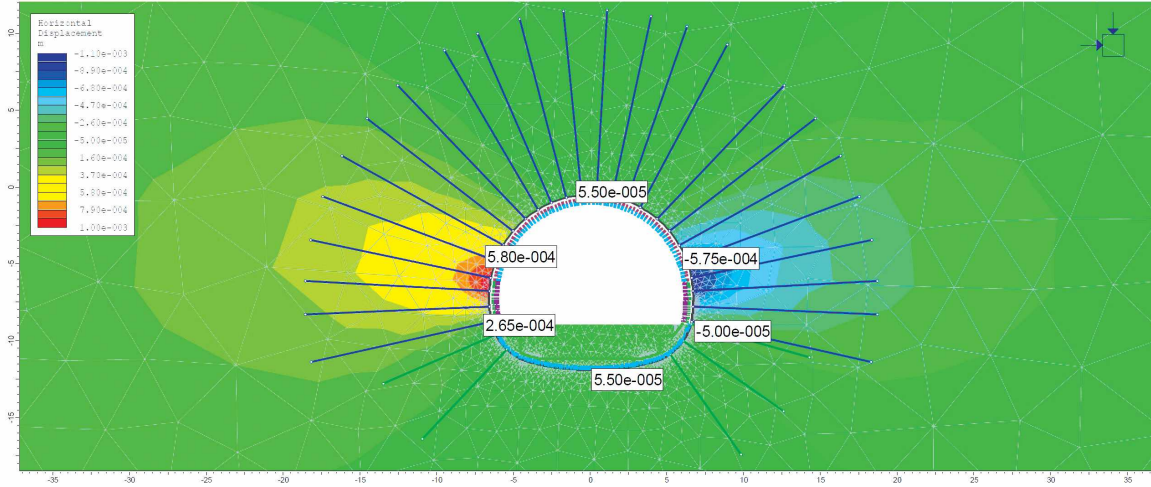
Bu aşamadan sonra modelde, üst yarıda tarama kazısı ve destekleri ile alt yarıda tarama kazısı ve destekleri yerleştirilerek model analize tabi tutulmuş ve son aşamada da deprem ivmesi dikkate alınarak analizler tamamlanmıştır. Tarama kazısı modellenmeden önce yerdeğiştirmeler sıfırlanarak mevcut durum modele yansıtılmıştır. Tarama kazısı sonrası oluşacak yeni yerdeğiştirmeler modelde

gösterilmiştir. Meydana gelen düşey ve yatay yerdeğiştirmeler 1 cm'nin altında elde edilmiştir ve bu aşamada tünel stabilitesi sağlanmıştır (Şekil 26 ve 27). Bu durum tünel destek sistemlerinin taşıma kapasitesinin yeterli olduğuna işaret etmektedir (Şekil 28). Burada çelik iksa ve püskürtme betonuna etki eden kesit tesirlerinin tahkimat kapasite zarfı içerisinde yer aldığı görülmektedir.



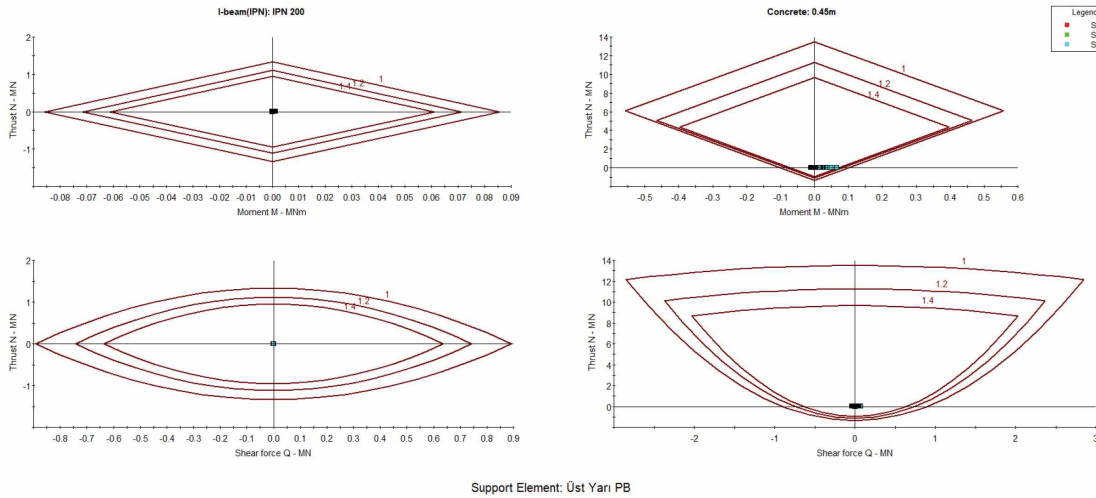
Şekil 26. Tarama kazısı sonrası düşey yerdeğiştirmeler.

Figure 26. Vertical displacements after the re-profiling excavations.



Şekil 27. Tarama kazısı sonrası yatay yerdeğiştirmeler.

Figure 27. Horizontal displacements after the re-profiling excavations.



Şekil 28. Tarama kazısı sonrası tahkimat kapasite eğrileri.

Figure 28. Support capacity graphs after the re-profiling excavations.

## TARTIŞMA VE SONUÇLAR

Bu çalışma kapsamında T36 tüneli fay zonu kesimi için analitik çözümlerde kısa ve uzun dönem zemin parametrelerine göre tünel stabilitesinin sağlanmasına yönelik analitik incelemeler yapılmıştır. Uzun dönem

parametrelerin dikkate alındığı ve eşitlikler kullanılarak gerçekleştirilen analizlerde daha yüksek deformasyon sonuçları elde edilmiştir. Devamında gerçekleştirilen bilgisayar destekli sayısal analizler uzun dönem parametreleri kullanılarak tekrar incelenmiştir. Hem analitik hem de nümerik analizlerde T36 tünelinin fay



zonu kesiminde aşırı deformasyonların oluşacağı öngörülmüştür. Bu sonuçlar tünel kazısı sırasında ölçülen yüksek deformasyon değerleriyle doğrulanmaktadır. Uzun dönem parametrelerinin kullanıldığı durum yerindeki şartları daha iyi tanımlamakla birlikte, süren ve ayna blonları gibi geçici destek elemanları kısa dönem parametrelerine göre değerlendirilmelidir.

Zayıf zeminlerde ve fay zonlarında karşılaşılan en büyük sorun zeminlerin sıkışma ve şişme davranışlarıdır. Özellikle örtü yüksekliğinin fazla olduğu tünellerde bu durum daha da kritik olmaktadır.

Fay zonlarında ve zayıf zeminlerde, plastik zon ve deformasyonlar çok hızlı bir şekilde gelişmektedir. Bu nedenle, tünel ayna ve tavan stabilitesi çok önem kazanmaktadır. Kazı öncesinde yapılacak olan ayna blonları ile sürenler, deformasyonların hızlı gelişmesini önlemek için tünel desteklemeleri hemen yapılmalıdır. Aksi durumda deformasyon hızı denetlenmeyecek bir şekilde artmakta ve sonucunda yenilme gerçekleşmektedir.

Fay zonlarındaki kil zeminlerin koheziv özellikte olduğu düşünüldüğünde, kazıdan hemen sonra tünel aynasında ani yenilmelerin oluşmayacağı çıkarımı yapılabilir. Ancak gerçekleştirilen analitik ve sayısal incelemelerin sonuçlarından da anlaşıldığı üzere, ayna yüzeyinin geçici elemanlarla desteklenmemesi durumunda yenilmeye kadar ilerleyen deformasyonlar oluşmaktadır.

Çalışma kapsamında gerçekleştirilen analiz sonuçlarına göre, T36 tünelinin fay zonu kesiminde tünel çevresindeki plastik zon çok hızlı genişleme eğilimi göstermiştir. Bu nedenle, tünel zemin-destek karakteristik eğrilerinde tünel destek basıncının sahayı temsil edici olması hayati bir öneme sahiptir. Tersî durumda, bu tür ortamlarda yapılacak kazılar

sırasında gerçekleşen deformasyonlar çok hızlı seyretmekte ve durdurulması çoğu zaman imkansız hale gelmektedir.

Çalışma kapsamında incelenen T36 tünelinin fay zonu kesiminde sıkışmaya bağlı olarak ortaya çıkan sorunlar, ortamın doğru tanımlanmasıyla ve doğru analizler yapılarak giderilmiştir. Böylece, doğru tanımlanan destek elemanları fay zonu boyunca kullanılmıştır. Uzun yıllar hizmet verecek olan ulaşım tünellerinin özellikle fay zonu kesimlerinde uzun dönem parametrelerinin mutlaka dikkate alınması gerekir. İç kaplama betonunun donatılı olarak yapılması da fay zonunun stabilitesinin sağlanması açısından oldukça önemlidir. Çünkü tünel örtü kalınlığı yüksek olsa dahi, fay zonlarında fay breşleri ve killerle karşılaşmaktadır. Bu tür doğal malzemeler problemlî zemin davranışları göstermekte ve tünellecilik açısından ciddi olumsuzlukların yaşanmasına neden olmaktadır.

## KATKI BELİRTME

Yazarlar bu çalışmanın hazırlanması sırasında verdikleri destekten dolayı TCDD Genel Müdürlüğü'ne ve Fugro Sial Yerbilimleri'ne teşekkür ederler.

## KAYNAKLAR

- Akgün, H., Muratlı, S.W., Koçkar, M.K., 2014. Geotechnical investigations and preliminary support design for the Geçilmez tunnel: A case study along the Black Sea coastal highway, Giresun, Northern Turkey. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 40, 277 – 299.
- Aygır, E., 2000. A Critical approach to the New Austrian Tunneling Method in Bolu Tunnels. Hacettepe University, Department of Mining Engineering, Ankara, Master Thesis, pp 276.

- Aygar, E., 2007. Investigation of the Bolu Tunnel Stability by Means of Static and Dynamic Analyses. Hacettepe University, Department of Mining Engineering, Ankara, PhD Thesis, 273 p.
- Aygar, E., 2020. Evaluation of New Austrain Tunneling Method applied to Bolu tunnel's weak rocks. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 12(3), 541-556.
- Aygar, E.B., Gokceoglu, C., 2019. Ankara-İstanbul High Speed Railway Projects, the problems encountered at T13 Tunnel Fault Zone and solution suggestions, *Proceedings of the 26<sup>th</sup> International Mining Congress and Exhibition of Turkey*, 197-205.
- Aygar, E.B., Gokceoglu, C., 2020a. Problems encountered during a railway tunnel excavation in squeezing and swelling materials and possible engineering measures: a case study from Turkey. *Sustainability*, 12, 1166, <https://doi.org/10.3390/su12031166>.
- Aygar, E., Gökçeoğlu, C., 2020b. Bir tünelde portal ve tünel stabilitesi ilişkisi (Ankara – Sivas Yüksek Hızlı Demiryolu Projesi, T3 Tüneli). *Bilimsel Madencilik Dergisi*, 59 (3), 157-168.
- Aygar, E., Gökçeoğlu, C., 2020c. Zayıf zeminlerde açılan büyük çaplı bir tünelin destek sistemi tasarımı (Çukurçayır-2 Tüneli, Trabzon). *Yer Altı Kaynakları Dergisi*, 18, 97-118.
- Aygar, E., Gökçeoğlu, C., 2020d. Kohezyonsuz zeminde tünelticilik (T12 Tüneli, Bursa - Yenişehir Yüksek Hızlı Tren Demiryolu Projesi): sorunlar ve çözümler. *Yer Mühendisliği*, 14 (8), 26 – 34.
- Barton, N.R., Lien, R., Lunde, J., 1974. Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support. *Rock Mechanics*, 6(4), 189-239.
- Barton, N., Løset, F., Lien, R., Lunde, J., 1980. Application of the Q-system in design decisions. In *subsurface space*, (ed. M. Bergman) New York: Pergamon 2, 553-561.
- 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., 1976. Rock mass classification in rock engineering. In *exploration for rock engineering*, Proc. of the Symp., (ed. Z.T. Bieniawski), Cape Town: Balkema, 1, 97-106.
- Bieniawski, Z.T., 1989. *Engineering Rock Mass Classifications*. New York: Wiley.
- Brady, B.H.G., Brown, E.T., 1985. *Rock Mechanics for Underground Mining*. London: Allen and Unwin.
- Das, R., Singh, P.K., Kainthola, A., Panthee, S., 2017. Numerical analysis of surface subsidence in asymmetric parallel highway tunnels, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 9, 170-179.
- Fenner, R., 1938. Untersuchungen zur erkenntnis des gebirgsdrucks. *Glückauf*, 74 (32), 681-695.
- Fugro Sial Yerbilimleri Ltd. Şti., 2009. 36 nolu tünel jeolojik-jeoteknik raporu ve tünel proje hesap raporu, Ankara.
- Fugro Sial Yerbilimleri Ltd. Şti., 2011. T36 Tüneli tarama kazı için gerekçe raporu, (Km:243+100 ile Km:242+960), Ankara.
- Gibson, R.E., 1953. Experimental determination of the true cohesion and true angle of internal friction in clays. *Proceedings of the Third International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Zurich, Volume 1, 126-130.
- Grimstad, E., Barton, N., 1993. Updating the Q-System for NMT. *Proc. int. symp. on sprayed concrete - modern use of wet mix sprayed concrete for underground support*, Fagernes. 46-66. Oslo: Norwegian Concrete Assn.
- Hoek, E., Brown, E.T., 1980. *Underground Excavations in Rock*. London: Instn Min. Metall 527 p.
- Hoek, E., 2007. *Practical Rock Engineering*, <https://www.rocscience.com/assets/resources/learning/hoek/Practical-Rock-Engineering-Full-Text.pdf> 341 p.
- Hoek, E., 2012. Rock Support Interaction analysis for tunnels in weak rock masses, <https://www.rocscience.com/documents/pdfs/rocnews/winter2012/Rock-Support-Interaction-Analysis-for-Tunnels-Hoek.pdf>

- Hoek, E., Guevara, R., 2009. Overcoming squeezing in the Yacambú-Quibor tunnel, Venezuela. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 42(2), 389-418.
- Hoek, E., Marinos, P., 2000. Predicting tunnel squeezing. *Tunnels and Tunnelling International*. Part 1 – November 2000, Part 2 – December 2000.
- Hoek, E., Carranza-Torres, C., Diederichs, M.S., Corkum, B., 2008. Integration of geotechnical and structural design in tunnelling. In: *Proceedings University of Minnesota 56th Annual Geotechnical Engineering Conference*, 29 February 2008. Minneapolis, pp. 1–53. Available for downloading at Hoek's Corner at <[www.rocsience.com](http://www.rocsience.com)>.
- Koçkar, M.K., Akgün, H., 2003. Methodology for tunnel and portal support design in mixed limestone, schist and phyllite conditions: a case study in Turkey. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 40, 173 – 196.
- Mahmutoğlu, Y., Vardar, M., Koçak, C., 2006. Tunnelling difficulties under squeezing and flowing conditions at Ayaş. *Felsbau Rock and Soil Engineering*, 24 (5), 44-50.
- Moussaei, N., Sharifzadeh, M., Sahriar, K., Khosravi, M.H., 2019. A new classification of failure mechanisms at tunnels in stratified rock masses through physical and numerical modelling. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 91, 103017.
- Müller L., 1978. Removing misconceptions on the New Austrian Tunnelling Method. *Tunnels and Tunnelling International*, 10(8), 29-32.
- Panthi, K.K., Basnet, C.B., 2019. Evaluation of earthquake impact on magnitude of the minimum principal stress along a shotcrete lined pressure tunnel in Nepal. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 11, 920-934.
- Rabcewicz, L.V., 1964a. The New Austrian Tunnelling Method, Part One, *Water Power*, pp 453-457.
- Rabcewicz, L.V., 1964b. The New Austrian Tunnelling Method, Part Two, *Water Power*, pp 511-515.
- Rabcewicz, L.V., 1965. The New Austrian Tunnelling Method, Part Three, *Water Power*, pp 19-24.
- Rabcewicz L. V., Golser J., 1973. Principles of dimensioning the supporting system for the "New Austrian Tunnelling Method". *Water Power*, 88-93.
- RocScience, 2020. Phase2 8.0 User Guide, [https://www.rocsience.com/downloads/phase2/Phase2\\_TutorialManual](https://www.rocsience.com/downloads/phase2/Phase2_TutorialManual).
- Schubert, W., 1996. Dealing with squeezing conditions in Alpine tunnels. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 29(3), 145-153.
- Terzaghi, K., 1946. Rock defects and loads on tunnel supports. In *Rock tunneling with steel supports*, (eds R. V. Proctor and T. L. White) Youngstown, OH: Commercial Shearing and Stamping Company, 1, 17-99.
- Terzaghi, K., Peck, R. B., Mesri, G., 1996. *Soil Mechanics in Engineering Practice*, John Wiley & Sons, Inc., Third Edition, New York.
- Unlu, T., Gercek, H., 2003. Effect of Poisson's ratio on the normalized radial displacements occurring around the face of a circular tunnel. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 18, 547–553.
- Vlachopoulos, N., Diederichs, M.S., 2009. Improved longitudinal displacement profiles for convergence confinement analysis of deep tunnels. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 42 (2), 131-146.
- Zou, J., Chen, G., Qian, Z., 2019. Tunnel face stability in cohesion-frictional soils considering the soil arching effect by improved failure models. *Computers and Geotechnics*, 106, 1-17.



Araştırma Makalesi / Research Article

## Yüksek Sıcaklıklara Maruz Kalan Kalkarenitlerin Fiziksel ve Dayanım Özelliklerindeki Değişimin Araştırılması

*Investigation on the Change of Physical and Strength Properties of Calcarenite Exposed to High Temperatures*

Cavit ATALAR<sup>1</sup> , Hakan ERSOY<sup>2</sup> , Murat KARAHAN<sup>2</sup> , M. Oğuz SÜNNETÇİ<sup>2</sup> 

<sup>1</sup> Yakın Doğu Üniversitesi, Petrol ve Doğal Gaz Mühendisliği Bölümü, KKTC

<sup>2</sup> Karadeniz Teknik Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 61080, Trabzon

Geliş (Received): 30 Mart (March) 2020 / Düzeltme (Revised): 06 Ağustos (August) 2020 / Kabul (Accepted): 15 Ağustos (August) 2020

### ÖZ

Bu çalışmada Kuzey Kıbrıs Türk Cumhuriyeti'nde yapı taşı olarak yaygın şekilde kullanılan kalkarenitlerin 200-1000°C arasındaki yüksek sıcaklıklara tabi tutulduktan sonraki indeks ve dayanım özelliklerindeki değişimler incelenmiş, elektron mikroskop görüntülerinden yararlanarak yüksek sıcaklıkların mikro yapı üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Gerçek bir yangının temsil edilmesi amacıyla örnekler Eurocode tarafından önerilen sıcaklık-zaman eğrilerine ait değerler kullanılarak ısıtılmış, hedeflenen sıcaklıkta 2 saat bekletildikten sonra oda sıcaklığında soğumaya bırakılmıştır. Yapılan deneysel çalışmalar sonrasında ilk 600°C'ye kadar yoğunluk ve ağırlık kaybı değerlerinde belirgin bir değişim olmadığı görülmüştür. 600°C'den sonra yoğunlukta ani bir azalma kaydedilmiş, 1000°C sıcaklıklarda mikro-kırıklara bağlı olarak yoğunluk 1'in altına düşmüştür. Aynı şekilde ağırlık kaybı değeri kalsitlerde görülen kalsinasyon sürecine bağlı olarak %41'e ulaşmıştır. P-dalga hızı ve çekme dayanımı değerleri sıcaklığa bağlı olarak sürekli azalmıştır. Ancak bu azalma 600°C'den sonra daha belirgin olurken 800°C'den sonra en belirgin düzeye ulaşmıştır. SEM görüntülerinde yapılan incelemelerde de özellikle 600°C'den sonra gelişen topaklaşmaya bağlı olarak süreksizlik oluşumu gözlenmiştir. Bu durum dayanımdaki azalmanın asıl nedeni olarak görülmektedir. Eurocode tarafından uygulanan deneysel çalışmalarda bina dışında meydana gelecek bir yangının sıcaklığının 680°C'yi geçmeyeceği, iç mekânda meydana gelecek bir yangında ise sıcaklığın 1000°C'yi aşabileceği belirtilmektedir. Bu nedenle çalışma konusu kalkarenitlerin yapılarda sadece dış kaplama olarak kullanılması önerilmektedir.

**Anahtar Kelimeler:** Dayanım, Kalkarenit, SEM, Yangın, Yüksek Sıcaklık, KKTC

### ABSTRACT

*In this study, the changes in the index and strength properties of calcarenites, which are widely used as building stone in the Turkish Republic of Northern Cyprus, after being subjected to high temperatures between 200 and 1000°C, and the effects of high temperatures on microstructure of the calcarenite were investigated by using electron microscope images. In order to represent a real fire incident, the samples were heated using the temperature-time curves recommended by Eurocode, and left to cool at room temperature after 2 hours of exposure at target temperature. After the experimental studies, it was observed that there was no significant change in density and weight loss values up to 600 °C. After 600 °C, a sudden decrease in density was recorded, at 1000 °C the density dropped below 1 due to*

*microcracks. Likewise, the weight loss value reached 41% depending on the calcination process observed in calcites. P-wave velocity and tensile strength values decreased continuously depending on the temperature. However, this decrease became more pronounced after 600 °C and reached the most prominent level after 800 °C. In SEM images, discontinuity formation was observed due to the agglomeration that developed especially after 600 °C. This situation is considered as the main reason for the decrease in strength. In experimental studies applied by Eurocode, it is stated that the temperature of a fire that will occur outside the building will not exceed 680°C, and in a fire that will occur indoors, the temperature will exceed 1000 °C. For this reason, it is recommended that calcarenites, which are the subject of the study, are used only as outer coatings in buildings.*

**Keywords:** Strength, Calcarenite, SEM, Fire, High Temperature, KKTC

## GİRİŞ

Yüksek dayanımlı kayalar bile ıslanma-kuruma, donma-çözülme, yüksek sıcaklık ve asit yağmurları gibi çevresel olayların etkisinde kalabilir ve bu durumda dayanımlarını büyük oranda kaybederler. Özellikle yangın gibi yüksek sıcaklıkların etkisinde karbonat kayaların dayanımlarının %90 oranında azalabildiği bilinmektedir. Bu nedenle son yıllarda yüksek sıcaklıklar etkisinde kalan karbonat kayaların fiziksel, dayanım ve mineralojik özelliklerindeki değişimlerinin araştırıldığı birçok çalışma yapılmıştır (Brotons vd., 2013; Özgüven ve Özçelik, 2013; Zang vd., 2015; Crosby vd., 2018; Yang vd., 2019; Meng vd., 2020).

Zang vd. (2015) tarafından yapılan çalışmalarda boyuna dalga hızı ve dayanım değerlerinin 300°C'ye kadar hafif olarak azaldığı, 300-600°C arasında azalmanın çok belirgin olduğunu, 600°C'den sonra bu belirginliğin azaldığını ortaya koymuşlardır. Özgüven ve Özçelik (2013) tarafından yapılan çalışmada, 1000°C'ye kadar ısıtıldıktan sonra oda sıcaklığında 30 gün süre ile soğumaya bırakılan kireçtaşlarında bozunmanın 10. günden sonra belirginleştiği belirlenmiştir. Kılıç (2006) tarafından yapılan çalışmada ise 1050°C sıcaklığa kadar ısıtılan kireçtaşlarının boyuna dalga hızı değerlerinin sürekli azaldığı, ağırlık kaybı değerlerinin ise 800°C'de %45 değerine ulaştığı ortaya koyulmuştur.

Yüksek sıcaklıklar etkisinde kireçtaşlarının mekanik özelliklerindeki değişimlere odaklanan çalışmalarda mevcuttur. Birçok çalışmada tek eksenli sıkışma dayanımı, çekme dayanımı ve elastisite modülü gibi dayanım özelliklerinin 300-400°C'ye kadar yaklaşık sabit kaldığı, bu sıcaklıktan sonra ise belirgin bir azalmanın olduğu belirtilmiştir (Brotons vd., 2013; Sengün 2014; Özgüven ve Özçelik, 2014). Brotons vd. (2013) tarafından yapılan çalışmada yüksek sıcaklığa maruz bırakılan kireçtaşları ayrıca hem oda sıcaklığında hem de su içerisine bırakılarak soğutulmuş, suda soğutulan örneklerde daha düşük dayanım değerleri kaydedilmiştir.

Tortul kayalar üzerine yapılan çalışmalar genel olarak belli sürelerde ısıtılan örneklerin soğuma sonrası fiziksel ve dayanım özelliklerindeki değişimler üzerine odaklansa da farklı maruz kalma sürelerinin etkilerinin değerlendirildiği sınırlı sayıda çalışma da mevcuttur (Yavuz vd., 2010; Sirdesai vd., 2017). Yavuz vd. (2010) tarafından yapılan çalışmada kireçtaşları 500°C'ye kadar ısıtılmış, örnekler 12-144 saat arasında 5 farklı kademe yüksek sıcaklıklara maruz bırakılmıştır. Çalışmada 300°C ve altındaki sıcaklıklar için maruz kalma süresinin önemsiz olduğu, 300°C sıcaklıktan sonra ise ilk 12 saat içinde fiziksel özelliklerde belirgin bir değişim olduğu belirlenmiştir.

Yapılan çalışmaların çoğu yüksek sıcaklıklara maruz kalan kayalarda meydana gelen termal



hasarlara odaklanmaktadır (Wang vd., 2016; Dong vd., 2019). Bu çalışmalarda kayaçlar ani ısınmadan kaynaklanacak termal hasarın önüne geçmek amacıyla yavaşça ısıtılmakta, ısınma oranı genellikle 1-10°C arasında tercih edilmekte ve maksimum sıcaklık değerleri 600-1000°C arasında seçilmektedir. Ayrıca hedef sıcaklıkta sabit ısınma süreleri genellikle 2-6 saat arasında tutulmakta, kayaçlarda ani soğuma etkisini ortadan kaldırmak için oda sıcaklığında ve/veya fırın içinde yavaşça soğutulmaktadır (Çizelge 1).

Çizelge 1. Yüksek sıcaklıkların kayaçlar üzerindeki etkisinin araştırıldığı çalışmalarda uygulanan yöntemler (Zhang vd., 2014; Sun vd., 2016; Qin vd., 2019; Yang vd., 2019).

*Table 1. Procedures performed for in the investigations on the effects of high temperature on rocks (Zhang et al., 2014; Sun et al., 2016; Qin et al., 2019; Yang et al., 2019).*

Uygulama	Çok	Az	Bu çalışma
Isınma şekli	Fırında	Alev ile	Fırında
Soğuma şekli	Fırında veya oda sıcaklığında	Sıvı nitrojen ile	Oda sıcaklığında
Isınma oranı (°C/m)	1-10	Üstel Logaritmik	Üstel
Maruz kalma süresi (s)	2-6	Farklı zamanlar	2
Maksimum sıcaklık (°C)	600-1000	Standart yangın sıcaklığı	Standart yangın sıcaklığı

Bu yavaş ısınma oranları jeotermal alanlar, nükleer atıkların depolandığı derin jeolojik bariyerler ve derin maden kazı alanları için kabul edilebilir olsa da bir yangın sırasında sıcaklığın artışı simüle etmek için yetersizdir (Koca vd., 2006). Bir yangın sırasında ortam sıcaklığı lineer

olarak artmaz, aksine ani şekilde yükselerek 5 dakikada 500°C'ye, yarım saatin sonunda ise 800°C'ye ulaşabilir. Artış çoğunlukla logaritmik veya üstel olmakla birlikte en yüksek artış oranı ilk 5 dakika içerisinde gerçekleşir. Bu nedenle özellikle kayaçlar üzerinde yangınlardan kaynaklanacak etkilerin araştırılması durumunda ısı artış oranı ve maruz kalma süresini doğru olarak tanımlamak gerekir (Biro vd., 2019; Wang vd. 2020).

Kuzey Kıbrıs Türk Cumhuriyeti'nde geçmişten günümüze kadar hemen hemen her yapı inşasında doğal yapı taşları kullanılmış, özellikle kumtaşları ve tebeşirler dış kaplama ve duvar yapımında, jipsler ise dekoratif amaçlı yaygın olarak tercih edilmiştir (Şekil 1a, b ve c). Günümüzde ise bu taşlar birçok yapıda, kolay işlenebilir ve hafif olmaları nedeniyle kaplama taşı olarak tercih edilmektedir (Şekil 1d). Tarihi yapılarda yapılan gözlemlerde, bu kayaçların özellikle donma-çözünme, ıslanma-kuruma vb gibi çevresel olaylardan etkilendiği görülmüştür. Bu kayaçların bir yangın sonrasında jeo-mekanik özelliklerindeki değişimlerin araştırıldığı bir çalışma mevcut değildir. Bu nedenle, bu çalışma kapsamında Kuzey Kıbrıs Türk Cumhuriyeti'nde (KKTC) geniş yayılımlar veren yüksek poroziteli ve düşük dayanımlı kalkarenitlerin yüksek sıcaklıklar etkisindeki davranışları incelenmiş, gerçek bir yangın sırasında meydana gelecek ani ısınma durumunu doğru bir şekilde tanımlayan üstel denklemlerle tanımlanan ısınma oranları dikkate alınmış ve yangın sonrası kayaçların fiziksel ve dayanım özelliklerindeki değişimler değerlendirilmiştir.





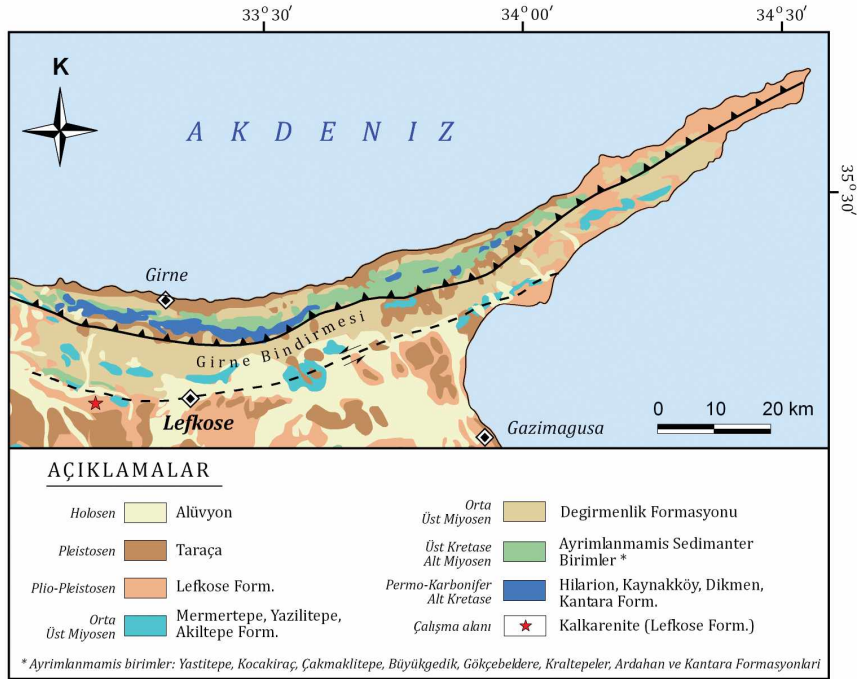
Şekil 1. KKTC’inde kalkarenitler ve tebeşirler kullanılarak inşa edilen tarihi ve güncel yapılar.

Figure 1. Historical buildings built using calcarenites and chalks in the TRNC.

## ÇALIŞMA ALANI VE ÇEVRESİNİN GENEL JEOLJİSİ

Çalışma konusu kayalar, Kuzey Kıbrıs Türk Cumhuriyeti’nde geniş yayılımlar veren Üst Pliyosen yaşlı Lefkoşa Formasyonu içerisinde bulunmaktadır (Şekil 2). Lefkoşa Formasyonu az miktarda çakıltaş ve marn ara katmanı içeren kalın katmanlı kumtaşlarından oluşmaktadır (Hakyemez vd., 2002). Hem kuzeydeki Beşparmak Dağları’ndaki hem de güneydeki Trodos Dağları ve çevresindeki istiflerden türeyen Lefkoşa Formasyonu’nun

karbonat kayalarından türeyen kesimleri egemen olarak kalkarenit özelliğindedir. Ancak volkanitlerden, olistostromal birimlerden ve türbiditlerden türeyen kesimleri de kumtaş karakterindedir. Çalışma alanından temin edilen örnekler üzerinde yapılan incelemelerde ana bileşenlerin çoğunlukla kireçtaşı ve fosillerden oluşan kayaç kırıntılarında ibaret olduğu belirlenmiştir. Yaklaşık 0.5-1.0 mm arasında çapa sahip kayaç parçaları tamamen kalsitten oluşan bir çimento ile bağlanmıştır. Bu nedenle çalışma konusu kayaların kalkarenit olduğu sonucuna varılmıştır.



Şekil 2. Kuzey Kıbrıs Türk Cumhuriyeti kuzey-kuzeydoğu kesiminin genelleştirilmiş jeoloji haritası (Hakyemez, 2014'ten değiştirilerek).

Figure 2. Generalized geological map of the north-northeastern part of the Turkish Republic of Northern Cyprus (Modified from Hakyemez, 2014).

## MATERYAL VE METOT

### Laboratuvar Deneyleri

Çalışma kapsamında taş ocakları içinde kurulmuş fabrikalardan temin edilen düzenli geometriye sahip 10 adet bloktan (15x20x10 cm) disk örnekler alınarak kayaçların indeks ve dayanım özelliklerini belirlemek amacıyla jeomekanik deneyler yapılmıştır. Bu amaçla, boy/çap oranı 1'e yakın 50-60 mm çapında diskler oluşturulmuş, termal ısıtma öncesi ve sonrası bu disklerin boyuna dalga hızı, yoğunluk, ağırlık kaybı ve çekme dayanımları belirlenmiştir. İksel örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımları ise boy/çap oranı 2.5 olan NX çaplı örnekler üzerinde yapılan deneyler sonucunda belirlenmiştir. Tüm deneyler ISRM (2007) tarafından önerilen

standartlara uygun olarak yapılmıştır. Örnek sayıları ve boyutları Çizelge 2'de özetlenmiştir. Bu deneylere ek olarak ASTM (2016) standartlarında verilen yöntem esas alınarak suda dağılmaya karşı duraylılık deneyleri yapılmış ve deney sonrası kütle değişimleri belirlenerek "suda dağılmaya karşı duraylılık indisi (SDI)" değeri hesaplanmıştır. İlgili standartlar deneyin iki çevrim olarak uygulanmasını önermiş olmakla birlikte, bazı araştırmacılar ikinci çevrim sonunda kayaçların parçalanmış olmalarına rağmen yüksek SDI değerleri vermesinden yola çıkarak özellikle killi ve/veya zayıf çimentolu kayaçlar için en az 4 çevrim önermişlerdir (Koncağül ve Santi, 1999; Gökçeoğlu vd., 2000). Bu nedenle bu çalışma kapsamında deney 4 çevrim olarak uygulanmıştır.

Çizelge 2. Çalışmada kullanılan örnek boyutları ve sayıları.

Table 2. Size and number of the samples used in this study.

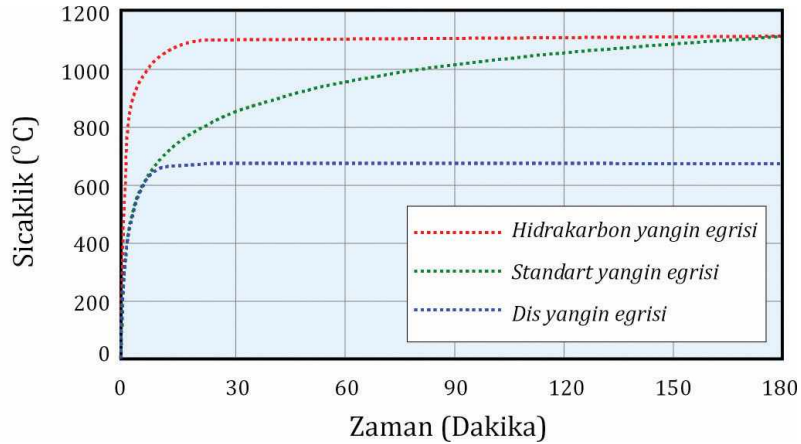
Fiziksel ve mekanik özellikler	Farklı sıcaklıklar (°C) için örnek sayısı							Örnek boyutu
	25	105	200	400	600	800	1000	
SEM	2	-	-	-	2	-	2	1 cm <sup>3</sup> blok örnek
Tek eksenli sıkışma dayanımı	5	-	-	-	-	-	-	NX çap boy/çap = 2.5/1
Çekme dayanımı	5	5	5	5	5	5	5	50-60 mm çap boy/çap =1/1
Yoğunluk	5	5	5	5	5	5	5	
Porozite	5	5	5	5	5	5	5	
P-dalga hızı	5	5	5	5	5	5	5	

### Termal Isıtma/Soğutma Uygulaması

Kapalı ve/veya açık alanda başlayan bir yangın, oksijen miktarına ve yanan malzeme tipine bağlı olarak çok kısa zamanda büyür ve sürekli yayılır. Yangın sırasında sıcaklık lineer olarak artmaz. Sıcaklık ilk beş dakikada 500°C'ye, 30 dakika sonra yaklaşık 800 °C'ye çıkar. Bundan sonra zaman ilerledikçe sıcaklık

daha yavaş artar. Bu nedenle yayılım hızının ve şeklinin belirlenmesi amacıyla Eurocode (2012) tarafından yapılan deneylerde farklı yangın tipleri için farklı sıcaklık artış denklemleri önerilmiştir. Bunlar; “Standart Sıcaklık-Zaman Eğrisi”, “Dış Yangın Eğrisi” ve “Hidrokarbon Eğrisi” olarak genelleştirilmiştir (Şekil 3).

Çalışmada KKTC’nde geniş yayılımlar veren, tarihten günümüze kadar halen dış kaplama olarak sıklıkla kullanılan kalkarenitler kullanılmış, artan sıcaklığa bağlı olarak kayaçların fiziksel ve dayanım özelliklerindeki değişimin araştırılması için örnekler bir kül fırını (UTD-1462) içerisinde 105 ile 1000 °C arasında (105, 200, 400, 600, 800 ve 1000°C) değişen sıcaklıklara tabi tutulmuştur. Hedef sıcaklığa ulaşıldıktan sonra örnekler bu sıcaklıkta 120 dakika süre ile bekletilmiş, deney sonunda oda sıcaklığında soğumaya bırakılmıştır. Çalışmada gerçek yangın etkisini doğru olarak yansıtmak için Eurocode (2012) tarafından önerilen “Standart Sıcaklık-Zaman Eğrisi”ne ait Eşitlik 1 kullanılmıştır.



Şekil 3. Eurocode (2012) tarafından önerilen farklı sıcaklık-zaman eğrileri.

Figure 3. Different temperature-time curves proposed by Eurocode (2012).

$$Q_s = 20 + 345 \log(8t+1) \quad (1)$$

Burada;

$Q_s$  (°C): yangın oluşan alanda ortam sıcaklığı  
 $t$  (dak.): hedef sıcaklığa ulaşmak için gerekli süre

## İNDEKS VE DAYANIM ÖZELLİKLERİNDEKİ DEĞİŞİMLER

Sıcaklık etkisinde kayaç özelliklerinde meydana gelecek değişimlerin belirlenmesi amacıyla ilk olarak taze kayaçların indeks ve dayanım özellikleri belirlenmiştir (Çizelge 3). Literatürde düşük dayanımlı kayaçların jeo-mekanik özelliklerinin yüksek sıcaklıklar etkisindeki değişimleri üzerine odaklanan birçok çalışmada çekme dayanımı ve tek eksenli sıkışma dayanımı birlikte değerlendirilirken (Sengun, 2014; Tian vd., 2016; Liv vd., 2019), standartlara uygun örnek teminindeki zorluklar nedeniyle bazı çalışmalarda ise sadece çekme dayanımı tercih edilmiştir (Sirdesai vd., 2017). Bu çalışmada ise örneklerin tek eksenli sıkışma dayanımı değerlerinin ve SDI değerlerinin belirlenmesi taze örnekler için bir sınıflama yapmak amacıyla gerçekleştirilmiş, sıcaklık artışına bağlı olarak dayanımdaki değişimlerin ortaya koyulması amacıyla çekme dayanımı değerleri kullanılmıştır.

Yapılan deneyler sonucunda kalkarenitlerin tek eksenli sıkışma ve çekme dayanımlarının ortalamasının 22 MPa ve 2.50 MPa olduğu belirlenmiştir. Buna ek olarak, 4. çevrim SDI değerinin 84.78, görünür porozite değeri ortalamasının %37.9 olduğu görülmüştür. Yüksek porozite değerine sahip bu karbonat kayaçların ISRM (2007)'ye göre "zayıf kaya", Gamble (1971)'e göre "düşük duraylı" sınıfında olduğu ortaya koyulmuştur.

Çalışmada kayaçlar 1000°C'ye kadar "Standart Sıcaklık-Zaman Eğrisi"ne ait eşitlik dikkate alınarak ısıtılmış, 2 saat süreyle hedef sıcaklıklara maruz bırakılmıştır. Termal ısıtma sırasında örneklerde ağırlık kaybı ve yoğunluk değerleri ilk 600°C'de neredeyse hiç değişmemiş, 600°C'den sonra ise her iki değerde de ani bir değişim gözlenmiştir. °C sıcaklıkta yoğunluk 1'in altına düşerken, ağırlık kaybı %45'e ulaşmıştır. Boyuna dalga hızı değerlerinde hızlı bir azalma meydana gelmiş 800°C'de ise bu azalma %80'e ulaşmıştır. Çekme dayanımı değerleri ise her sıcaklık kademesinde azalmış, 800°C sıcaklıkta ilksel değere göre % 80 oranında bir azalma kaydedilmiştir (Çizelge 4, Şekil 4).

Çizelge 3. Çalışmada kullanılan kalkarenitlerin bazı fiziksel ve dayanım özellikleri.

Table 3. Some physical and strength properties of the calcarenites used in this study.

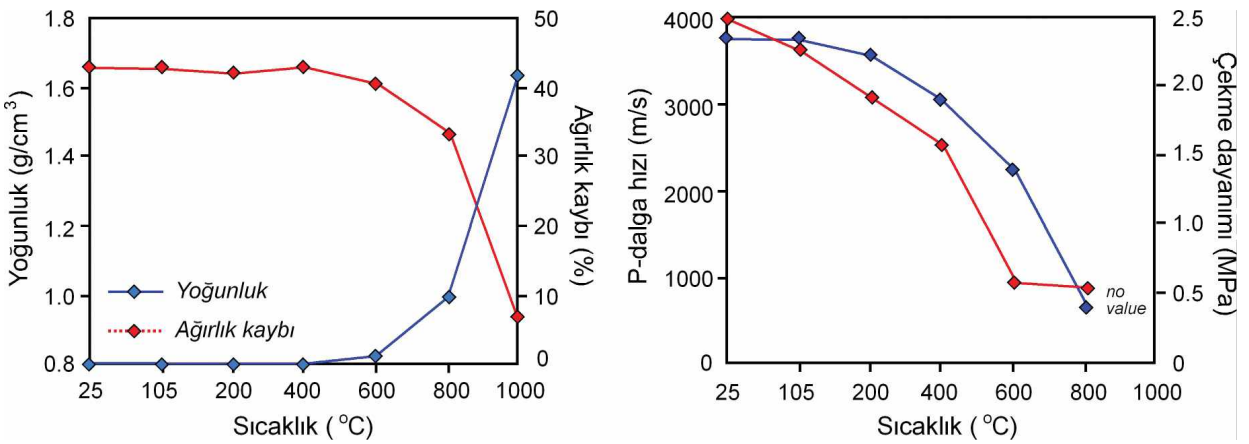
Yoğunluk (g/cm <sup>3</sup> )			Etkili Porozite (%)			Çekme dayanımı (MPa)			Tek eksenli sıkışma dayanımı (MPa)			P-dalga hızı (m/s)		
Mak	Min	Ort	Mak	Min	Ort	Mak	Min	Ort	Mak	Min	Ort	Mak	Min	Ort
1.75	1.60	1.66	40.7	32.6	37.9	2.55	2.48	2.50	25	19	22	4100	3700	3795



Çizelge 4. İki saat süre ile yüksek sıcaklıklara maruz bırakılan kalkarenitlerin indeks ve dayanım özelliklerindeki değişimler.

Table 4. Changes of the index and strength properties of the calcarenites exposed to high temperature values for two hours.

Sıcaklık (°C)	Yoğunluk (g/cm <sup>3</sup> )			Ağırlık kaybı (%)			P-dalga hızı (m/s)			Çekme dayanımı (MPa)		
	Mak.	Min.	Ort.	Mak.	Min.	Ort.	Mak.	Min.	Ort.	Mak.	Min.	Ort.
25	1.75	1.60	1.66	-	-	-	4100	3700	3795	2.55	2.48	2.50
105	1.77	1.61	1.66	-	-	-	4042	3672	3787	2.90	1.70	2.30
200	1.70	1.60	1.65	-	-	-	3757	3484	3581	2.02	1.72	1.91
400	1.69	1.62	1.67	0.12	0.23	0.15	3186	2885	3067	1.69	1.60	1.63
600	1.67	1.60	1.62	0.86	1.60	1.06	2332	2193	2268	0.61	0.55	0.57
800	1.52	1.44	1.47	7.10	11.2	9.60	698	620	665	0.58	0.50	0.53
1000	0.95	0.92	0.94	38.6	44.5	41.2	-	-	-	-	-	-



Şekil 4. Yüksek sıcaklıklara bağlı olarak kalkarenitlerin indeks ve dayanım özelliklerindeki değişimler.

Figure 4. The changes in the physical and strength properties of the calcarenites depending on high temperatures.

Yüksek sıcaklıkların özellikle magmatik kayaların fiziksel ve dayanım özellikleri üzerindeki etkisinin araştırıldığı birçok çalışmada porozite, birim hacim ağırlık ve yoğunluk gibi fiziksel özellikler ile, elastisite modülü, tek eksenli sıkışma ve çekme dayanımı gibi mekanik özelliklerin artan sıcaklığa bağlı olarak sürekli azaldığı belirtilmiştir (Mao vd., 2009; Zhang vd., 2016; Yang vd., 2019; Ersoy vd., 2019; Liu vd., 2020). Bununla birlikte, özellikle kil içeriğine ve tane boyutuna bağlı olarak yüksek sıcaklıklara maruz kalan karbonatlı kayalarda

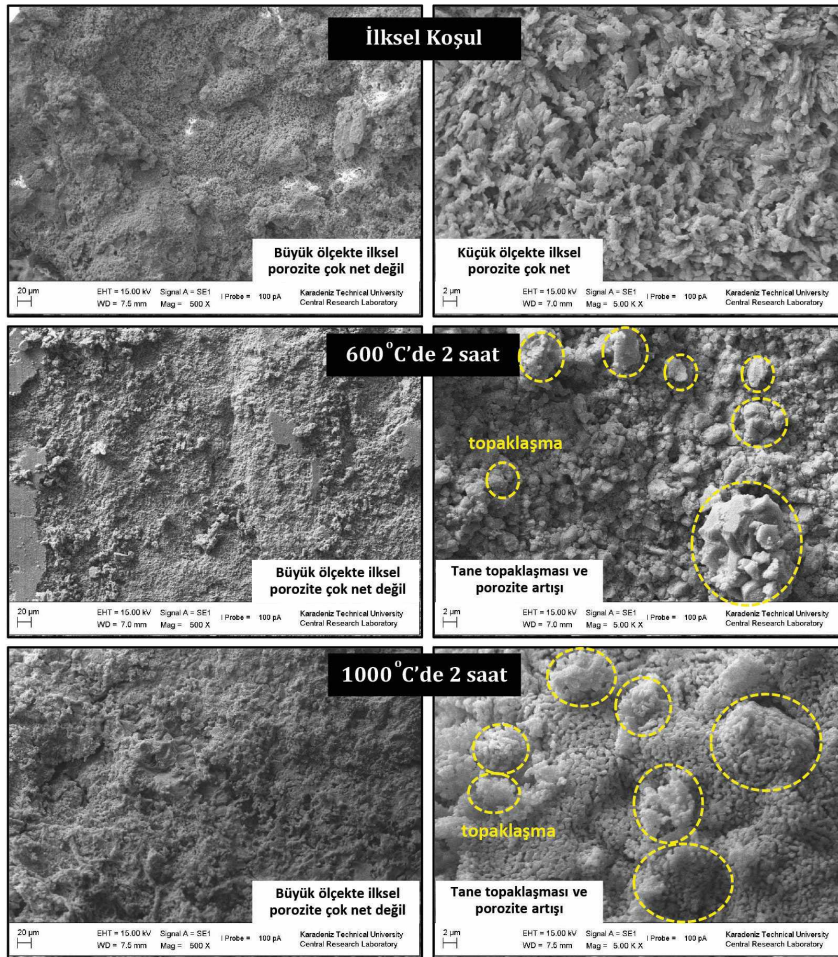
2 farklı davranış gözlenmiştir. Bunlar aşağıdaki gibi sıralanabilir (Ersoy vd., 2021a):

- (1) Kil içeriği yüksek düşük dayanımlı kayalarda dayanım belirli bir sıcaklığa kadar artmış veya sabit kalmış, daha sonra sıcaklık artışına bağlı olarak ani bir düşüş göstermiştir (Ferrero vd., 2001; Mao vd., 2009; Sengun, 2014; Ozguven ve Ozelik, 2014; (Ersoy vd., 2021b).
- (2) Kil içeriği az olan düşük dayanımlı kayalarda ise dayanım sürekli azalmıştır (Brotons vd., 2013; Crosby vd., 2018).

Çalışma konusu kalkarenitler kum boyutlu tanelerden oluşan karbonatlı kayalardır ve literatüre uygun olarak kil içeriği düşük olan bu kayalarda artan sıcaklığa bağlı olarak dayanım sürekli olarak azalmıştır.

Karbonatlı kayalar dışında yüksek sıcaklıklar etkisinde ağırlık kaybının bu denli arttığı ve yoğunluğun aynı ölçüde azaldığı kayaç grubu mevcut değildir. Çünkü karbonatlı kayalar termal bozunumu sırasında, ayrışma sıcaklığına ulaşıncaya kadar, tanecik yapısında

bazı fiziksel değişimler meydana gelmekte, öncelikle maddenin yüzey nemi uzaklaşmakta, sıcaklığın yükselmesiyle az miktardaki organik madde yanmakta ve termal bozunma sırasında karbondioksit gazı açığa çıkmaktadır. Buna bağlı olarak karbonatlı kayalar termal bozunma sonucu kütlelerinin yaklaşık %40-45'ini kaybetmekte ve taneciğin dış şekli önemli ölçüde değişmediğinden yoğunluğu azalmakta ve gözenekliliği artmaktadır (Moropoulou vd., 2001; Okonkwo ve Adefila, 2012). Bu çalışmada da bu durum net olarak görülmüştür.



Şekil 5. İlksel durum ve yüksek sıcaklıklara maruz kalan kalkarenitlere ait SEM görüntüleri (Ersoy vd., 2021a).

Figure 5. SEM images of the calcarenites for the initial conditions and high temperature treatments (Ersoy vd., 2021a).



## MİKRO-YAPISAL ÖZELLİKLERDEKİ DEĞİŞİM

Çalışma kapsamında yüksek sıcaklık etkisinde kalan kayaçlarda meydana gelen mikro-yapısal değişikliklerin belirlenmesi amacıyla SEM çekimleri gerçekleştirilmiştir. Analizler ilksel durum, 600°C ve 1000°C sıcaklıklara maruz kalan örnekler üzerinde uygulanmıştır. İlksel durumda kalkarenitlerde granüler yapı SEM görüntülerinde (5000x) net olarak görülmektedir. Ancak sıcaklık artışına bağlı olarak özellikle 600°C sıcaklıklarda mineral topaklanması dikkat çekmektedir. 1000°C sıcaklıkta ise kalsinasyon sürecine bağlı olarak kısmi ergime ve topaklaşma olayı artarak devam etmiştir (Şekil 5). Bu durum tane boyutunun artmasına, mikro süreksizliklerin oluşmasına, porozitenin artmasına ve buna bağlı olarak dayanımın sürekli azalmasına neden olmuştur.

## SONUÇLAR

Bu çalışma kapsamında düşük dayanımlı karbonat kökenli kumtaşlarının (kalkarenit) 200-1000°C arasındaki yüksek sıcaklıklara maruz kaldıktan sonra mühendislik davranışındaki değişimler araştırılmıştır. Çalışmada gerçek bir yangına ait sıcaklık-zaman eğrisini temsil etmek amacıyla Eurocode (2012) tarafından önerilen üstel denklem kullanılmış, örnekler hedeflenen sıcaklıklarda 2 saat süre ile tutulmuştur. Isınma sürecinden sonra örnekler oda sıcaklığında soğumaya bırakılmıştır.

Büyük kristalli kireçtaşlarında veya karbonat kumtaşlarında, ince taneli veya kristalli karbonat kayaçların aksine, sıcaklığın kristal tanelerinde kırılmaya neden olan bir gerilim oluşturduğu ve bu nedenle yapının bütünlüğünün bozulduğu bilinmektedir (Kurt, 2010). Termal ısıtma sonrasında ilk 600 °C sıcaklığa kadar kayaçların

yoğunluk ve ağırlık kaybı değerlerinde önemli bir değişim olmazken çekme dayanımının % 40 oranında azalması bu sürecin bir ürünüdür. Kalsinasyon olarak bilinen bu süreç genleşmeye ve mikro gözeneklerin oluşmasına neden olmaktadır. Bu durum SEM görüntülerinde net olarak gözlenmiş, özellikle 600°C'den sonra ağırlık kaybı başlamış, yoğunluk, boyuna dalga hızı ve çekme dayanımı değerlerinde çok net bir azalma gözlenmiştir. 800°C'den sonra ise tüm değerlerde ani değişim görülmüş, yoğunluk değerlerinde yaklaşık %50'lik azalma, boyuna dalga hızı değeri ve çekme dayanımı %80 oranında azalma kaydedilmiştir.

Bilindiği gibi bina dışında meydana gelebilecek bir yangının sıcaklığı 680 dereceyi geçmezken kapalı ortamda sıcaklık 1000 dereceyi aşmaktadır (Eurocode 2012, Şekil 3). Elde edilen sonuçlar; KKTC'nde yapı taşı olarak yaygın şekilde kullanılan kalkarenitlerin bir dış yangın etkisinde mühendislik özelliklerini büyük ölçüde koruyacağını, iç yangın durumunda ise dayanımlarını çok büyük ölçüde kaybedeceğini göstermektedir. Bu nedenle yangın tehlikesinin daha fazla olduğu inşaat yapılarında bu kayaçların, ilgili diğer deneylerin yapılması koşulu ile sadece dış kaplama olarak değerlendirilmesi önerilmektedir. Ayrıca bu kayaçlardan inşa edilmiş bir yapıda meydana gelecek iç yangın sonrası ise yapıda büyük hasar oluşabileceği durumu göz ardı edilmemelidir.

## KAYNAKLAR

- ASTM D4644-16, 2016. Standard Test Method for Slake Durability of Shales and Other Similar Weak Rocks, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- Brotons, V., Tomas, R., Ivorra, S., Alarcon, J.C., 2013. Temperature influence on physical and mechanical properties of a porous rock: San

- Julian's calcarenite. *Engineering Geology*, 167, 117-127.
- Crosby, Z.K., Gullet, P.M., Akers, S.A., Graham, S.S., 2018. Characterization of mechanical behavior of slam limestone containing thermally induced microcracks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 101, 54-62.
- Dong, Z., Sun, Q., Ye, J., Zhang, W., 2019. Changes in color and roughness of red sandstone at high temperatures. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, <https://doi.org/10.1007/s10064-019-01678-w>.
- Ersoy, H., Kolaylı, H., Karahan, M., Harputlu Karahan, H., Sünnetci, M.O., 2019. Effect of thermal damage on mineralogical and strength properties of basic volcanic rocks exposed to high temperatures. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 78, 1515-1525.
- Ersoy, H., Atalar, C., Sünnetci, M.O., Kolaylı, H., Karahan, M., Firat Ersoy, A., 2021a. Assessment of damage on geo-mechanical and micro-structural properties of weak calcareous rocks exposed to fires using thermal treatment coefficient. *Engineering Geology*, 284, 1-13.
- Ersoy, H., Karahan, M., Kolaylı, H., Sünnetci, M.O., 2021b. Influence of mineralogical and micro-structural changes on the physical and strength properties of post-thermal-treatment clayey rocks. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 54, 679-694.
- Ferrero, A.M., Marini, P., 2001. Technical note: Experimental studies on the mechanical behaviour of two thermal cracked marbles. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 34, 57-66.
- Gökçeoğlu C., Ulusay R., Sönmez H., 2000. Factors affecting the durability of selected weak and clay-bearing rocks from Turkey, with particular emphasis on the influence of the number of drying and wetting cycles. *Engineering Geology*, 57, 215-237.
- Hakyemez, H.Y., 2014. Kuzey Kıbrıs'ın temel jeolojik özellikleri. *TPJD Bülteni*, 26(2), 7-46.
- ISRM. 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974-2006. Suggested methods prepared by the commission on testing methods, International Society for Rock Mechanics. In: Ulusay R, Hudson JA (eds) *Compilation arranged by the ISRM Turkish National Group*.
- Kılıç, E., 2006. The influence of high temperatures on limestone P-wave velocity and Schmidt hammer strength. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 43, 980-986.
- Koca, M.Y., Ozden, G., Yavuz, A.B., Kincal, C., Onargan, T., Kucuk, K., 2006. Changes in the engineering properties of marble in fire-exposed columns. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 43, 520-530.
- Koncagul E.C., Santi P.M., 1999. Predicting the unconfined compressive strength of the Breathitt shale using slake durability, Shore hardness and rock structural properties. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, 36, 139-153.
- Liu, S., Xu, J., 2015. An experimental study on the physico-mechanical properties of two post-high-temperature rocks. *Engineering Geology*, 185, 63-70.
- Liu, Z., Yao, Q., Kong, B., Yin, J., 2020. Macro-micro mechanical properties of building sandstone under different thermal damage conditions and thermal stability evaluation using acoustic emission technology. *Construction and Building Materials*, 246, 118485.
- Mao, X.B., Zhang, L.Y., Li, T.Z., Liu, H.S., 2009. Properties of failure mode and thermal damage for limestone at high temperature. *International Journal of Mining Science and Technology*, 19, 290-294.
- Meng, Q.B., Wang, C.K., Liu, J.F., Zhang, M.W., Lu, M.M., Wu, Y., 2020. Physical and micro-structural characteristics of limestone after high temperature exposure. *Bulletin of Engineering Geology and Environment*, 79, 1259-1274.
- Ozguven, A., Ozcelik, Y., 2013. Investigation of some property changes of natural building stones exposed to fire. *Construction and Building Materials*, 38, 813-821.

- Qin, Y., Tian, H., Xu, N.X., Chen, Y., 2019. Physical and mechanical properties of granite after high-temperature treatment. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 53, 305–322.
- Sengun, N., 2014. Influence of the thermal damage on physical and mechanical properties of carbonate rocks. *Arabian Journal of Geosciences*, 7, 5543-5551.
- Sirdesai, N. N., Singh, T. N., Ranjith, P. G., Singh, R., 2017. Effect of varied durations of thermal treatment on the tensile strength of red sandstone. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 50, 205-213.
- Sun, Q., Lu, C., Cao, L., 2016. Thermal properties of sandstone after treatment at high temperature. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 85, 60–66.
- Tian, H., Kempka, T., Yu, S., Ziegler, M., 2016. Mechanical properties of sandstones exposed to high temperature. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 49, 321–327.
- Wang, P., Xu, J., Liu, S., Wang, H., 2016. Dynamic mechanical properties and deterioration of red sandstone subjected to repeated thermal shocks. *Engineering Geology*, 212, 44-52.
- Wang, P., Xu, J., Liu, S., 2015. Staged Moduli: A quantitative method to analyze the complete compressive stress–strain response for thermally damaged rock. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 48, 1505-1514.
- Yang, J., Yun Fu, L., Zhang, W., Wang, Z., 2019. Mechanical propert and thermal damage factor of limestone at high temperature. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 117, 11-19.
- Yavuz, H., Demirdag, S., Caran, S., 2010. Thermal effect on the physical properties of carbonate rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 47, 94-103.
- Zhang, L., Mao, X., Liu, R., 2014. Meso-structure and fracture mechanism of mudstone at high temperature. *International Journal of Mining Science and Technology*, 24, 433–439.
- Zhang, W., Sun, Q., Hao, S., Wang, B., 2016. Experimental study on the thermal damage characteristics of limestone and underlying mechanism. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 49, 2999–3008.



Araştırma Makalesi / Research Article

## Erzurum İli Hafif Raylı Sistem Güzergâhının Zemin Emniyeti Açısından Yeterliliğinin Araştırılması

*Investigation of Adequacy of Light Rail Systems Route in Erzurum Province in Terms of Ground Safety*

Ömer Lütfü AYDIN<sup>1</sup> , Emre KUŞKAPAN<sup>2\*</sup> , Muhammed Yasin ÇODUR<sup>2</sup> 

<sup>1</sup> Erzurum Büyükşehir Belediyesi, Muratpaşa Mah. Merkezi Yönetim Cad. Yakutiye, Erzurum

<sup>2</sup> Erzurum Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Erzurum

Geliş (Received): 05 Temmuz (July) 2020 / Düzeltme (Revised): 26 Ağustos (August) 2020 / Kabul (Accepted): 21 Ekim (October) 2020

### ÖZ

Gelişmiş ve gelişmekte olan birçok ülke toplu ulaşımda karayolu sistemlerine ek olarak raylı sistemler kullanmaktadır. Bu raylı sistemlerin en sık kullanılan türlerinden birisi ise hafif raylı sistemlerdir (HRS). HRS güzergâhları genellikle mevcut karayolu güzergâhı üzerine işlenmektedir. Bu durum zemin açısından bazı problemleri meydana getirmektedir. Raylı sistem taşıt ağırlıkları ve yolcu kapasiteleri karayolu taşıtlarına göre çok daha fazla olduğu için zemine uyguladıkları basınçlar da daha fazladır. Bununla birlikte karayolu yüzeyinde meydana gelen deformasyonlar taşıt ve yolcuları daha çok konfor yönünden etkilemekteyken raylı sistemler üzerindeki küçük deformasyonlar kaza ve ölümler gibi büyük problemleri beraberinde getirebilmektedir. Bu amaçla raylı sistem güzergâhının zemin yapısının incelenmesi ve uygunluk durumunun analiz edilmesi bu problemlerin önüne geçilmesi adına çok önemlidir. Yapılan bu çalışmada Erzurum il merkezinde yapılması planlanan HRS güzergâhının fiziksel zemin parametreleri açısından uygunluğu analiz edilmiştir. Analizde rotary temel sondaj, çok kanallı yüzey dalgası (MASW) ve mikrotremor yöntemleri kullanılarak elde edilen sonuçlarda bazı noktaların problemlili olduğu tespit edilerek bu noktalar için zemin iyileştirmesi yapılması veya güzergâhın revize edilmesi önerilmiştir. Zemin yapısının uygun olmadığı noktalarda yolcu talebi de göz önünde bulundurularak alternatif güzergâh oluşturulmuştur.

**Anahtar Kelimeler:** Hafif Raylı Sistemler, Fiziksel Zemin Parametreleri, Güzergâh Uygunluk Analizi

### ABSTRACT

Many developed and developing countries use rail systems in addition to road systems in public transportation. One of the most frequently used types of these rail systems is the light rail systems (LRS). The routes of the LRS are generally preferred on the existing road route. This situation creates some problems in terms of ground conditions. Since the rail system vehicle weights and passenger capacities are much more than road vehicles, the loads they apply to the ground are also higher. However, deformations occurring on the road surface generally affect vehicles and passengers in terms of comfort, while small deformations on rail systems can bring major problems such as accidents and deaths. For this purpose, it is very important to investigate the ground structure of the rail system route and to analyze the suitability situation in order to prevent these problems. In this study, the suitability of the LRS route planned to be built in the city center of Erzurum in terms of physical properties of soil was analyzed. In the analysis, it was suggested that some locations were problematic in the results obtained by using the basic rotary

*drilling, multichannel analysis of surface waves (MASW), and microtremor methods and ground improvement or revision of the route was suggested for these points. Where the ground condition is not suitable, an alternative route has been created by taking passenger's demand into consideration.*

**Keywords:** *Light Rail Systems, Physical Properties of Soil, Route Suitability Analysis*

## GİRİŞ

Dünya genelinde artan nüfusla birlikte kentleşme de giderek artmaktadır. Kent nüfusunun artması da beraberinde çeşitli ulaşım problemlerini meydana getirmektedir. Bu problemlerin önlenmesi amacıyla kent içi ulaşımında toplu taşıma sistemleri kullanılmaktadır. Fakat karayolu kapasitesinin yetersiz kalması ve trafik sıkışıklığının artması sebebiyle alternatif ulaşım sistemlerine ihtiyaç duyulmaktadır. Bu amaçla dünyanın birçok büyük kentinde HRS kullanılmaktadır.

Karayolu toplu taşıma işletmeciliği yüksek enerji sarfiyatına ve büyük miktarda zararlı gaz salınımına sebep olmaktadır. Ayrıca karayolu toplu taşıma araçlarının yolcu kapasitesi HRS'ye oranla oldukça düşüktür. HRS'nin kurulum maliyetinin ise toplu taşıma sistemlerine göre daha yüksek olması dezavantaj oluşturmaktadır (Şenlik, 2013). Fakat enerji sarfiyatının düşük olması, çevreye zararının minimum düzeyde olması, yolcu kapasitesinin yüksek olması ve teknolojik yapısı, gelişmiş ve gelişmekte olan ülkelerde tercih edilme durumunu artırmıştır (Candemir ve Tanyel, 2005; Baştürk, 2014; Kolos ve Taczanowski, 2016). Bu durumla birlikte HRS'nin uygulanmasından önce geniş fizibilite çalışmalarının yapılması gereklidir. Raylı sistemin geçeceği güzergâhın belirlenmesi, başlangıç bitiş noktalarının tespiti, karayolu ile kesişim noktalarının düzenlenmesi ve aktarma merkezlerinin belirlenmesi gibi birtakım ön aşamalar gerçekleştirilmektedir (Ocak ve Manısalı, 2006). Belirlenen aşamaların aksatılması veya eksik yapılması durumunda

HRS için belirlenen talebin çok daha altına düşülebilmektedir (Kaya, 2005; Murteza, 2010; Erdoğan, 2011; Harami ve Furlan, 2020).

Yapılmakta olan fizibilite çalışmalarından bir diğeri ise HRS'nin geçeceği güzergâhtaki zemin durumunun incelenmesidir. Fakat bu aşamanın göz ardı edilmesi veya yeteri kadar önem verilmemesi büyük problemleri beraberinde getirmektedir (Argyroudis ve Kaynia, 2013). Bu aşamanın göz ardı edilmesindeki en önemli hususlardan birisi HRS'nin mevcut karayolu güzergâhı üzerine işlenmesidir. Mevcut karayolu taşıtlarının geçtiği zeminde oluşan küçük deformasyonların HRS güzergâhında oluşması ise çok büyük problemlere sebep olabilmektedir (Tarhan ve Akpınar, 2005; Cui vd., 2019). Ayrıca HRS taşıtlarının yüksek tonajlı ve yolcu kapasitesinin çok olması zemine uyguladığı basıncı artırmaktadır. Bu basınç da zemindeki deformasyonları artırabilmektedir. Karayollarında araç trafiğinin getirdiği basınç ve doğal afetlerden (yağışlar, heyelanlar, depremler vs.) dolayı çeşitli deformasyonlar meydana gelmekte fakat bu durum trafik akışını çoğunlukla konfor yönünden etkilemektedir. Karayollarında bulunan HRS hatları ise bu deformasyonlardan çok tehlikeli boyutlarda etkilenebilmektedir. HRS raylar üzerinde ilerlediği için bu raylarda meydana gelecek çökme, dönme ve ayrılma gibi durumlar taşıtlarda devrilme, raydan çıkma ve çarpışma gibi çok büyük kazalara neden olabilmektedir (Gündüz vd., 2011). Bahsedilen kaza ve problemlerin önüne geçilebilmesi için zemin yapısının detaylı incelenmesinin yanı sıra meydana gelebilecek senaryolara da hazırlıklı



olmak gereklidir (Önder ve Akdemir, 2019). Zeminlerde oluşabilecek deformasyonları incelemek için raylı sistemlerin geçtiği güzergâh için çeşitli altyapı analiz yöntemleri yürütülmektedir. Analiz yapılabilmesi için ise zemin yapısı, sınıfı ve özellikleri hakkında bilgiler içeren zemin etütlerinden yararlanılmaktadır. Bu etütler ve testler sayesinde zemin performans parametreleri belirlenebilmektedir. Belirlenen parametrelere çeşitli analiz yöntemleri uygulanarak zemin yapısının hangi şartlarda uygun olup hangi şartlarda uygun olmadığı hakkında yorumlar yapılabilmektedir (Stenström, 2014; Bergquist ve Söderholm, 2014).

Yapılan bu çalışmada Erzurum ili için belirlenen HRS güzergâhının fiziksel zemin parametreleri açısından uygunluğu analiz edilmiştir. Erzurum ilinde mikrobölgeleme yöntemi ile oluşturulan zemin etüt çalışmalarının fiziksel parametrelere göre sınıflandırılması yapılmıştır. HRS güzergâhı rotary temel sondaj, MASW, mikrotremor yöntemleriyle incelenerek zemin yapısı değerlendirilmiştir. Elde edilen sonuçlarda HRS güzergâhının bazı noktalarının problemlili olduğu tespit edilerek bu noktalar için zemin iyileştirmesi yapılması veya güzergâhın revize edilmesi önerilmiştir. Zemin yapısının uygun olmadığı noktalarda yolcu talebi de göz önünde bulundurularak değişikliğe gidilmiş ve alternatif güzergâh oluşturulmuştur.

## MATERYAL VE YÖNTEM

### Çalışma Alanı

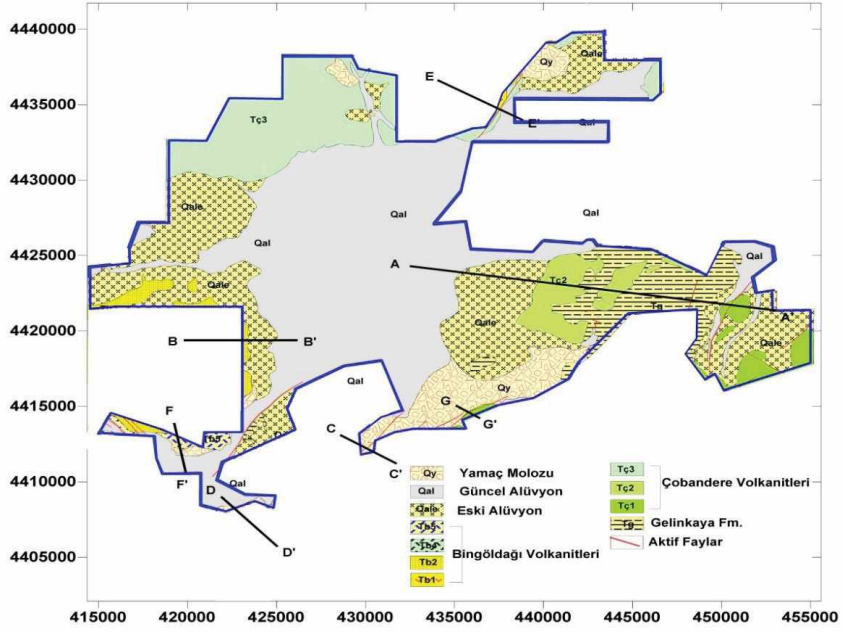
Çalışma alanı olarak belirlenen Erzurum ili için ilk jeoloji çalışmaları, Mercier (1948), Erentöz (1949) ve Altınlı (1963) tarafından yapılmıştır. Bu çalışmalar sonucu, yörenin önemli

kaya türleri ve stratigrafisi genel çizgileriyle belirlenmiştir. Erdoğan ve Soy Türk (1974)'e ait çalışma, yukarıda belirtilen 1/25.000 ölçekli çalışmaların bir bileşimi durumundadır. Mevcut bulgular ile arazi gözden geçirilerek bu bölge ile ilgili çeşitli çalışmalar yapılmıştır (Yılmaz vd., 1988; Yıldırım ve Parlak 2008; Şafak ve Kaya 2016; Yılmaz ve Yılmaz, 2016).

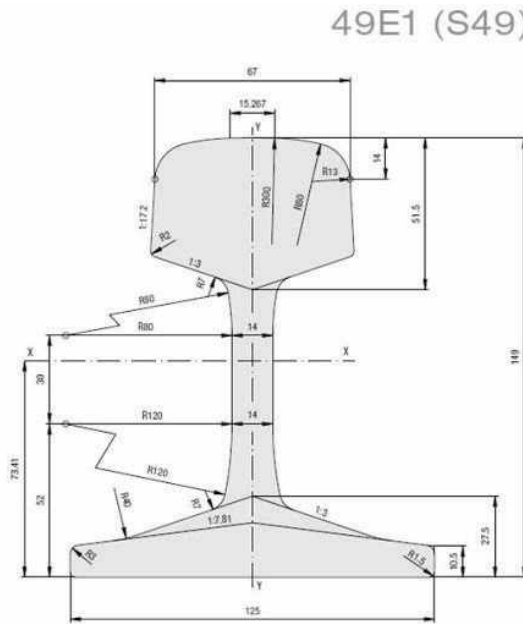
İnceleme alanı, Erzurum ili merkezini kapsamaktadır (Şekil 1). Bu çalışmada alanda 2014 yılında hazırlanan Erzurum ili nazım imar planı jeolojik-jeoteknik etüt verileri yardımıyla HRS güzergâhı analiz edilerek uygulama projeleri yapılırken jeoteknik proje hazırlanması gereken alanların tespit edilmesi amaçlanmıştır.

### Hafif Raylı Sistem Özellikleri

Türkiye'de raylı sistem 1856 yılından beri kullanılmakta olup, yerli üretim HRS 2012 yılı itibarıyla kullanılmaya başlanmıştır. Günümüzde yerli olarak üretilen ve kullanılmakta olan 3 farklı firmaya ait tramvay türü vardır (Bozankaya, 2020; Durmazlar, 2020; Burulaş, 2020). Bu tramvaylar yolcu kapasite türlerine göre birtakım farklılıklar içermektedir. Bu özellikler genel olarak uzunluk, genişlik, ağırlık, azami hız, azami ivmelenme ve azami aks yükü türünde belirlenmiştir. Yolcu taşıma kapasitesi bakımından kalabalık yolcu kitlesi taşıyan ve hızlı hareket eden bu HRS ve metro hatlarında S49 rayı diye tanımlanan mantar tipi raylar kullanılmaktadır (Tarhan, 2009). Bu ray yapısının ölçüleri Şekil 2'de gösterilmektedir. Bu ray tipi dikkate alınarak, yerli hafif raylı sistemler olarak Durmazlar/İpekböceği, Durmaray ve Bozankaya firmalarının ürettiği araçların özellikleri ve taşıtlarının zemine uyguladıkları ortalama basınçlar Çizelge 1'de gösterilmektedir.



Şekil 1. İnceleme alanını kapsayan Erzurum ve çevresinin jeoloji haritası (Erzurum Büyükşehir Belediyesi, 2014).  
 Figure 1. Geological map of Erzurum and its surrounding including the study area (Erzurum Metropolitan Municipality, 2014).



Şekil 2. S49 tipi çelik ray profil ölçüleri (Railwayrail, 2015).  
 Figure 2. Profile dimension of S49 steel rail (Railwayrail, 2015).

Çizelge 1. Türkiye’de üretilen ve kullanılmakta olan bazı tramvay çeşitleri ve özellikleri.

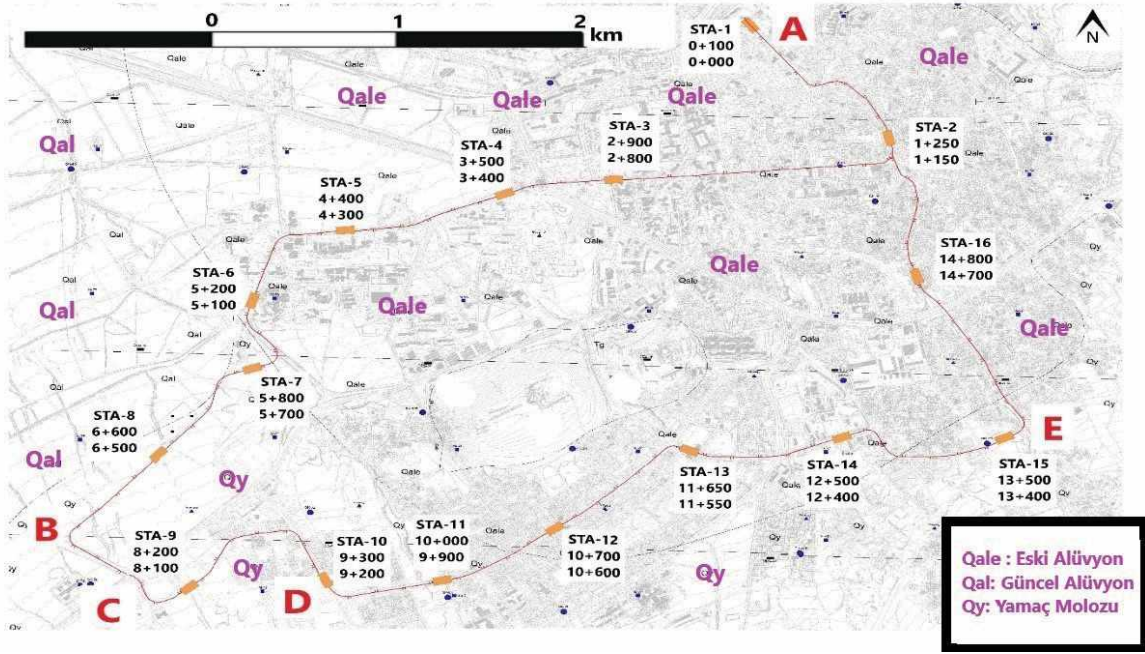
Table 1. Tram types and properties that are used and produced in Turkey.

Teknik Özellikler	Bozankaya Tramvay	Durmaray	Durmazlar/ İpekböceği
Uzunluk	32.7 m	29 m	27.8 m
Genişlik	2.65 m	2.45 m	2.4 m
Ağırlık	41.9 ton	38.5 ton	34 ton
Toplam Yolcu Kapasitesi	295 kişi	274 kişi	250 kişi
Azami Hız	70 km/sa	70 km/sa	50 km/sa
Azami İvmelenme	1.3 m/s <sup>2</sup>	1.3 m/s <sup>2</sup>	Bilinmiyor
Ortalama Basınç (Dolu iken)	0.71 kg/cm <sup>2</sup>	0.77 kg/cm <sup>2</sup>	0.69 kg/cm <sup>2</sup>
Ortalama Basınç (Boşken)	0.51 kg/cm <sup>2</sup>	0.53 kg/cm <sup>2</sup>	0.48 kg/cm <sup>2</sup>

Trenlerin zemin taşıma gücüyle bağlantılı en önemli kriterleri tren ağırlığı ve yolcu kapasitesidir. Her iki kriterin artması zemine uygulanan basıncı artırmaktadır. Ayrıca HRS sistem için belirlenen taşıtın ortalama ağırlığı ve yolcu kapasitesi bir karayolu taşıtıdan oldukça yüksek değere sahiptir. Bu durumla birlikte raylı sistem taşıtlarının raylara temas yüzeyi olan tekerlerin boyutları karayolu taşıtlarına göre daha küçüktür. Tren tekerleri ise basıncı raylar aracılığı ile zemine iletmektedir. Bu sebeple karayolu taşıtlarına göre farklılık göstermektedir. Karayolu yüzeyinde meydana gelen deformasyonlar genel olarak karayolu taşıtlarının konfor açısından etkilenmesine sebep olmaktadır. Öte yandan raylı sistem üzerinde meydana gelen deformasyonlar ise raylar arasındaki bağlantının bozulmasına sebep olduğu için ciddi kazalara sebebiyet vermektedir. Bu amaçla akıllı ulaşım sistemleri ve teknolojinin gelişmesi ile raylar üzerindeki deformasyonları incelemek amacıyla raylı sistem taşıtları da geliştirilmiştir. Fakat bu taşıtlar raylar üzerinde sürekli gidip gelmediği için anlık değişimleri fark edememektedir. Bu kapsamda raylı sistemler

üzerindeki deformasyonu minimize etmek ve bundan kaynaklı kazaları önleyebilmek amacıyla HRS sistem uygulanmadan önce uygulama güzergâhının zemin yapısının uygunluk analizi yapılmalıdır. Bu analiz sayesinde zemin yapısında problem oluşturacak bölgeler tespit edilerek güzergâhın değiştirilmesi bahsedilen problemlerin önüne geçilmesi adına çok önemlidir.

Erzurum ilinde yapılması planlanan hafif raylı sistemin güzergâhı Şekil 3’te gösterilmektedir. Buna göre yapılması planlanan raylı sistem hattı yaklaşık 15 kilometre uzunluğunda olup, toplam 16 duraktan oluşmaktadır. Duraklar arası mesafe çeşitlilik göstermekle birlikte ortalama 1 kilometredir. Ayrıca her bir durak için 100 metrelik bir mesafe ayrılmıştır. Tek yönlü olarak tasarlanmış olan bu hat, İstasyon Meydanı’ndan harekete başlayıp Erzurum Kalesi, Şehir Merkezi, Atatürk Üniversitesi, Yıldızkent, Yenişehir, Yunusemre Mahallesi bölgelerinden geçerek yine İstasyon Meydanı’nda hareketini sonlandırmaktadır (Erzurum Büyükşehir Belediyesi, 2018).



Şekil 3. Erzurum ili jeoloji haritası üzerine işlenmiş HRS güzergâhı.

Figure 3. The LRS route on the geological map of Erzurum province.

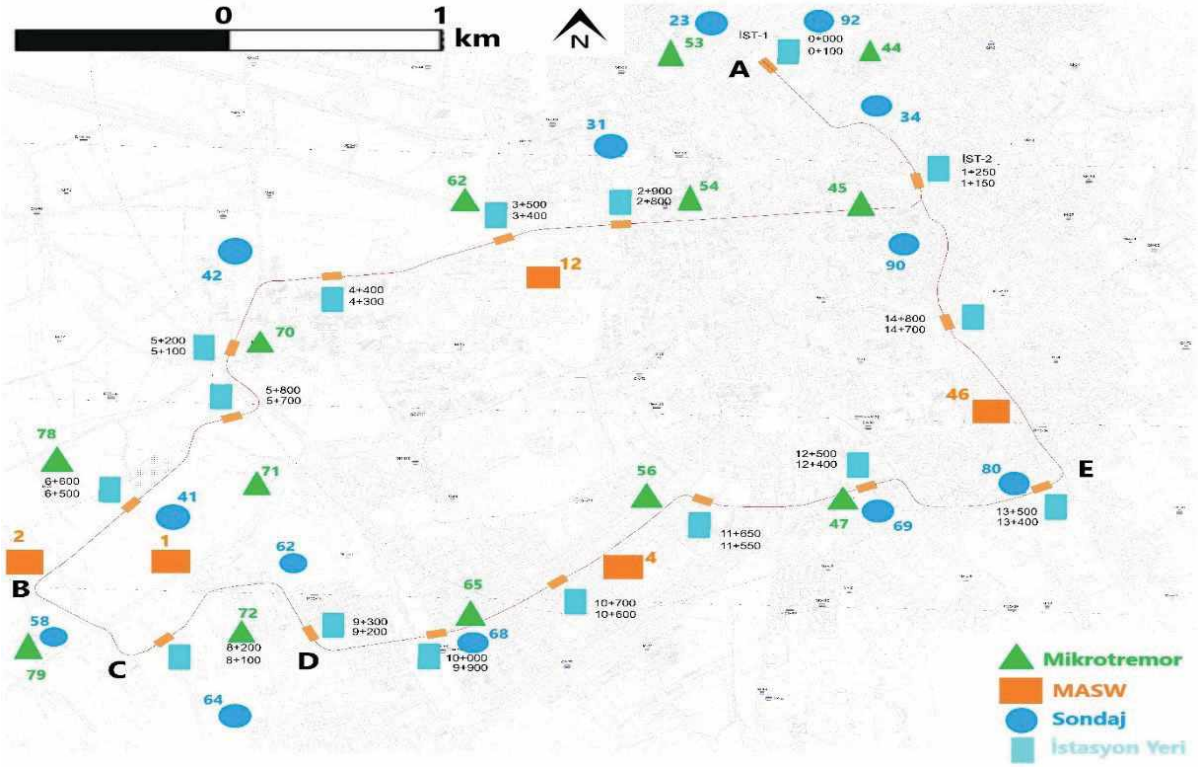
Şekil 1 ve 3'te verilen jeolojik bilgiler dahilinde; HRS hattının geçtiği bölgelerin zemin özellikleri farklılık gösterdiği görülmektedir. Fakat çalışma alanının önemli bir kısmında alüvyon ve bazı kısımlarda ise yamaç molozu yapısı yer almaktadır. Aynı zamanda Erzurum ilinin Palandöken Dağı eteğine kurulu olması itibariyle topoğrafik eğim değişkenlik göstermektedir. Bu durumlara ilaveten iklim yapısı itibariyle kış aylarında meydana gelen karların ilkbahar aylarında erimesi ve yaz aylarının yağışlı geçmesi sebebiyle yeraltı su seviyesi oldukça yüksektir. Bu kapsamda yapılan arazi çalışmaları ve bu çalışmalardan elde edilen zemin etüt sonuçlarının değerlendirilmesi gerekmektedir.

## ARAZİ ÇALIŞMALARI

İnceleme alanının jeolojik verileri doğrultusunda, birimlerin yanal ve düşey yöndeki değişimlerini, mühendislik özelliklerini ve fiziksel ve mekanik parametrelerini saptamak amacıyla, derinlikleri 10 m ile 20 m arasında değişen 181 adet olmak üzere toplam 2536 m uzunluğunda temel sondajı, dinamik elastisite parametrelerini saptamak, zemin büyütmesi ve zemin hakim periyodunu belirlemek amacıyla, 150 adet mikrotremor, 62 adet MASW, 12 adet sismik kırılma ve 75 adet düşey elektrik sondajı (DES) çalışması gerçekleştirilmiştir.

Yapılan çalışmalar ışığında HRS güzergâhına isabet eden 8 adet sondaj, 13 adet Mikrotremor, 5 adet MASW etüt sonuçları ile değerlendirme yapılmıştır. Yerinde yapılan deneysel çalışmaların lokasyonları Şekil 4'te gösterilmektedir.





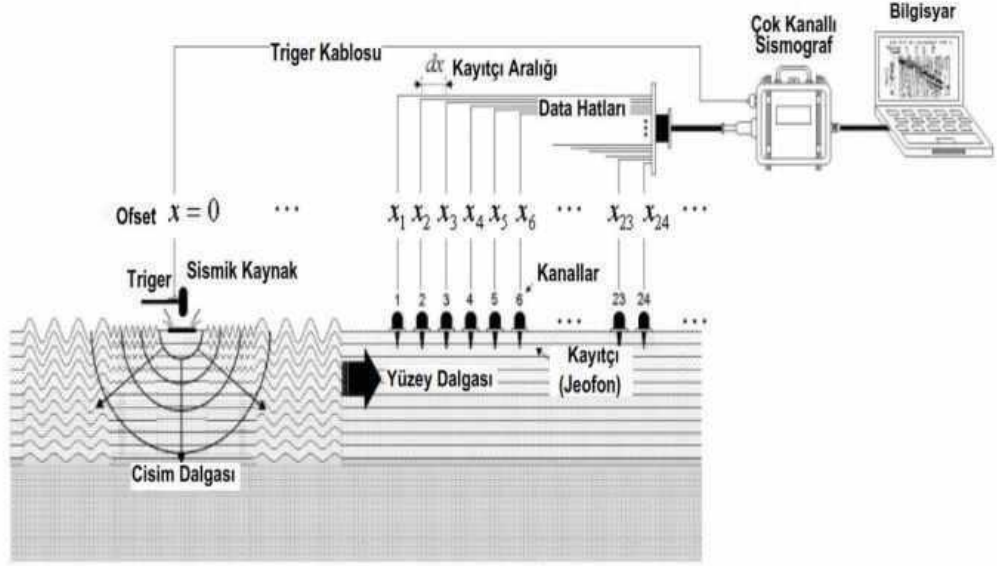
Şekil 4. HRS güzergâhına yakın bölgelerde bulunan Mikrotremor, MASW ve sondaj lokasyonları.

Figure 4. Locations of microtremor, borehole and MASW located in areas close to the LRS route.

### Çok Kanallı Yüzeysel Dalgası Analiz Yöntemi (MASW)

MASW yöntemleri ile yeraltındaki formasyonların derinlikleri, tabakaların kalınlıkları, eğimi, kırık, fay, süreksizlik zonları, tabaka hızları ve elde edilen bu bilgilerden yeraltı yapısının dinamik ve elastik parametrelerini bulmak mümkündür (Kır, 2007). Yapı ve zemin incelemelerinde S dalgası hızını elde edebilen çeşitli uygulamalarla da modelleyebilen bir yöntem olan MASW yöntemi diğer sismik prospeksiyon yöntemlerinden daha derinden veri alabiliyor olması sinyal/gürültü oranının yetersiz kaldığı şehir içi çalışmalarda ihtiyaç duyulan 30 metre ve üstü derinliklerden veri alınmasına olanak sağlamaktadır. Bu sebeple şehir içi

zeminin fiziksel parametrelerinin belirlenmesi gereken çalışmalarda sıklıkla kullanılmaktadır. MASW yöntemi ile elde edilebilen verilere ek olarak zemin hakim periyodu da yüksek doğrulukla hesaplanabilmekte ve mikrotremor ölçümleriyle hesaplanan zemin hakim titreşim periyodu ile karşılaştırılabilmektedir. Ayrıca, doğal zemine gerek duyulmaksızın asfalt, beton, kaldırım, taş zemin vb. ortamlarda da jeofonların satılla iyi bir bağlantısı sağlanarak ölçüm alınabilmektedir. MASW yöntemi, maliyeti düşük olması ve çevreyle olan uyumu sayesinde tercih edilebilecek yöntemlerden birisidir. Aktif kaynak uygulamalarında doğrusal hat boyunca dizili jeofonlara belirli uzaklıktan balyozla vurulması sonucunda sismik dalgalar kaydedilir (Şekil 5).



Şekil 5. MASW yönteminde temel işlem adımları (Dikmen vd., 2009).

Figure 5. Basic steps in MASW method (Dikmen et al., 2009).

Yapay sismik kaynak ile yüzey dalgası kayıtları arazi etütleriyle toplandıktan sonra çeşitli veri işlem aşamalarına geçilir. İlk aşamada değişik frekanslara karşılık gelen faz hızları program vasıtası ile çizdirilir. İşlem sonucunda dispersiyon eğrisi elde edilir. Elde edilen dispersiyon eğrisinin yine program vasıtası ile frekans aralıkları belirlenir. Farklı modellerde ters çözüm uygulanarak derinliğe bağlı S dalgası hızları hesaplanır. Buna göre, çalışma güzergâhında bulunan MASW ölçümleri ve bu ölçümler neticesinde elde edilen  $V_{s1}$ ,  $V_{s30}$  birinci tabaka kalınlığı ve tabaka sayısı değerleri Çizelge 2 ve Çizelge 3'te gösterilmektedir. HRS taşıtları metro gibi raylı sistem taşıtlarının aksine zemin yüzeyinde hareket ettikleri için temel etki alanları ve temel derinlikleri zemin yüzeyine yakın olmaktadır. Bu sebeple zemin özellikleri incelenirken MASW değerleri için zemine yakın tabaka kalınlıkları dikkate alınmaktadır.

Çizelge 2.  $V_{s1}$  hızı, birinci tabaka kalınlığı ( $h1$ ) ve değerlendirme sonucu elde edilen tabaka sayısı.

Table 2.  $V_{s1}$  velocity, first layer thickness ( $h1$ ), and the number of layers obtained by evaluation.

Ölçüm No	$V_{s1}$ (m/s)		h1(m)	Tabaka Sayısı
	1. Tabaka	2. Tabaka		
MASW-1	290	335	6.3	10
MASW-2	290	321	7.0	15
MASW-4	237	313	6.0	6
MASW-12	275	329	6.3	9
MASW-46	311	313	3.8	10

Çizelge 3. Çalışma alanında hesaplanan  $V_{s30}$  değerleri.

Table 3. Calculated  $V_{s30}$  values in the study area.

Ölçüm No	$V_{s30}$ (m/s)
MASW-1	414
MASW-2	404
MASW-4	494
MASW-12	423
MASW-46	419

## Temel Sondajları

Sondaj özel bir takım gereçlerle her türlü katı ortamda, her yönde, işletme veya özel amaçlı silindirik delikler açma işlemi ve silindirik şekilde derin kazı makinaları ile kazı işlemidir. Araştırma alanında sulu sistem rotary sondajlar yapılarak, her 1.5 metrede bir SPT deneyi gerçekleştirilmiş ve 3 metrede bir örselenmemiş örnek (UD) alınmıştır. Yapılan sondajların derinliklere göre geçtiği zemin türleri belirlenmiştir (Çizelge 4).

Sondajlarda her 1.5 metrede bir yapılan SPT ve 3 adet UD örnekleri zemin mekaniği laboratuvarında değerlendirilmiştir. Değerlendirme sonuçları Çizelge 5'te verilmiştir.

Çalışma alanı sınırlarına isabet eden sondajlardan iki tanesi (SK-68 ve SK-73) kaya birim içerisinde yeteri kadar ilerleyebilmiş ve boyu 50 cm'nin üzerinde olan numunelerde nokta yükleme deneyi yapılmıştır (Çizelge 6). Alanda bulunan diğer sondaj noktalarında kaya birimde ilerleme yapılamadığı için dayanım deneyi yapılabilecek numune alınamamıştır.

Çizelge 4. İnceleme alanında açılan sondajlarda geçilen zemin türlerinin derinliğe göre değişimi.

Table 4. Variation of the soil units in the boreholes of the study area according to depth.

Sondaj No	Derinlik (m)	Açıklamalar
SK-23	0.0 – 15.00	Kahve renkli çakıllı siltli kumlu kil
SK-31	0.0 – 30.50	Koyu kahve renkli çakıllı kum
SK-41	0.0 – 20.00	Koyu kahve kil
SK-42	0.0 – 30.00	Koyu kahve renkli irili ufaklı çakıllı siltli kumlu kil
SK-58	0.0 – 16.58	Kahve renkli çakıllı kum
SK-62	0.00 – 15.3	Az siltli, kahve renkli çakıllı kum
SK-64	0.0 – 15.22	Kahve renkli siltli çakıllı kum
SK-68	0.00 – 2.00	İnce kumlu çakıllı blok
	2.00 – 16.5	Kahve renkli bazalt
SK-69	0.00 – 16.5	Az siltli, çakıllı kum
SK-80	0.00 – 2.00	Kahve renkli kumlu çakıllı silt
	2.00 – 4.00	Az çakıllı, siltli kum
	4.00 – 15.0	Kahve renkli çakıllı killi kum
SK-90	0.00 – 3.50	Siltli kil
	3.50 – 15.0	Siyahımsı kahve killi kum
SK-92	0.00 – 6.00	Siltli kum
	6.0 – 13.51	Az siltli, kumlu çakıl

Aydın, Kuşkapın, Çodur

Çizelge 5. İnceleme alanında yer alan zeminlerin fiziksel parametreleri.

Table 5. Physical parameters of the soils in the study area.

Sondaj No	Numune No	Derinlik (m)	Su İçeriği (%)	Elek Analizi		Atterberg Limitleri			Zemin Sınıfı
				No. 4 Kalan (%)	200 Geçen (%)	LL (%)	PL (%)	PI (%)	
SK-23	SPT-3	3.00- 3.45	28.37	47.54	30.05	36.9	20	16.9	GC
	SPT-6	6.00- 6.45	6.56	50.4	26.88	34.2	21.5	12.7	
SK-31	SPT-1	1.50- 1.95	16.26	17.99	50.52	41.10	21.1	20.0	CL
	SPT-9	24.0- 24.5	14.74	25.00	44.81	37.90	20.6	17.3	SC
SK-34	SPT-2	3.00- 3.45	38.83	29.83	29.28	37.6	20.3	17.3	SC
	SPT-4	6.00- 6.45	13.50	15.86	67.59	46.6	22.8	23.8	CL
SK-41	SPT-1	1.50- 1.75	6.99	32.52	43.47	38.6	20.2	18.4	GC
	SPT-3	9.00- 9.50	10.24	40.99	24.10				GM
SK-42	SPT-2	4.50- 4.75	7.10	46.45	41.26	37.6	23.1	17.5	GC
	SPT-5	12.0-12.45	7.06	45.59	21.18				GM
SK-58	SPT-6	9.00-9.45	20.8	6.10	11.8		NP		SM-SW
	SPT-8	12.0-12.45	12.2	31.3	5.3		NP		SW-SM
SK-62	SPT-1	1.50-1.95	11.5	41.1	18.2		NP		GM
	SPT-2	3.00-3.45	6.6	33.5	15.9	28.6	18.3	10.3	SC
	SPT-10	15-15.45	13.4	0.0	12.4		NP		SM
SK-64	SPT-4	6.00-6.45	7.9	4.0	56.4	30.5	15.4	15.1	CL
	SPT-10	15-15.45	13.5	34.9	15.0		NP		SM
SK-80	SPT-2	3.00-3.45	7.9	33.2	18.0		NP		SM
	SPT-4	6.00-6.45	4.1	21.4	20.6	29.5	18.4	11.1	SC
	SPT-6	9.00-9.45	5.4	26.6	23.3		NP		SM
SK-90	SPT-2	3.00-3.45	19.8	1.9	63.8	29.3	18.2	11.1	CL
	SPT-10	15-15.45	7.8	31.8	27.0	27.3	16.5	10.8	SC
SK-92	SPT-2	3.00-3.45	26.2	27.6	19.9		NP		SM

Çizelge 6. İnceleme alanındaki kaya birimlerin mekanik parametreleri.

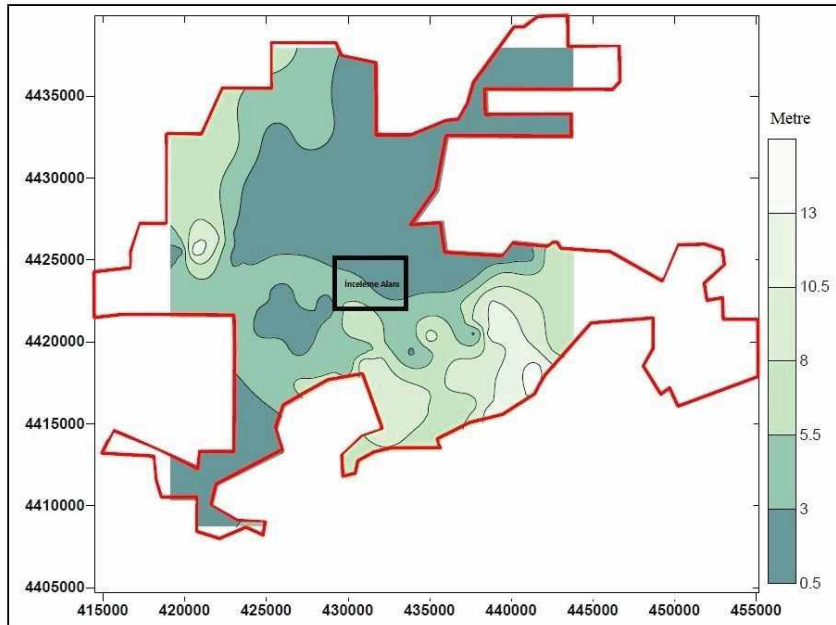
Table 6. Mechanical parameters of the rock units in the study area.

Sondaj No	Numune No	Derinlik (m)	Doğal Birim Hacim Ağırlık (kN/m <sup>3</sup> )	Yenilme Yüğü P (kg)	Nokta Yükleme Değeri I <sub>s</sub> (kgf/cm <sup>2</sup> )
SK-68	KAROT-1	4.50-4.95	24.16	605	20.7
SK-68	KAROT-2	15-15.45	25.50	1162	39.8
SK-73	KAROT-1	4.50-4.95	24.19	711	24.4

### Yeraltı Su Seviyesi

Erzurum Ovası'nı çevreleyen dağ ve tepelerden ovaya doğru yeraltı ve yerüstü suyu ile sürekli beslenme olması ve havza içerisinde de Karasu Çayı'nın geçmesi nedeniyle ovaya sürekli su girişi olmaktadır. Bu nedenle ovadaki yeraltı suyu seviyesi (YASS) yüzeye yakın seviyelerde yer almaktadır. İnceleme alanında Erzurum Ovası'nda açılan kuyuların genelinde yeraltı suyu yüzeye yakın seviyelerde gözlenmektedir. Dağ etekleri ve yamaçlarında

ise daha derinlerde yeraltı suyu seviyesine rastlanmıştır. İnceleme alanının yeraltı su seviyesi dağılım haritası yapılarak, su akış yönünü ve suyun toplanma yerleri konusunda bilgi elde edilmeye çalışılmıştır. Erzurum il merkezinde yeraltı su seviyesi 0.50 m ile 13.00 m arasında değişmektedir (Çizelge 7). Yeraltı suyu seviyesi haritasında görüldüğü üzere, yeraltı suyu derinliğinin havza ortasında 0.5 m ile 3.0 m; havza kenarlarına doğru 3.0 m ile 13.0 m aralığında değiştiği görülmektedir (Şekil 6).



Şekil 6. Erzurum il merkezi yeraltı suyu seviyesi haritası.

Figure 6. Groundwater level map of Erzurum city center.



Aydın, Kuşkapan, Çodur

Çizelge 7. İnceleme alanındaki sondaj kuyularında yeraltı su seviyesi.

Table 7. Groundwater level in the boreholes at the study area.

Kuyu No	YASS (m)
SK-23	2.00
SK-31	-
SK-34	-
SK-41	9.00
SK-42	-
SK-58	9.80
SK-62	-
SK-64	8.00
SK-68	-
SK-69	-
SK-80	-
SK-90	-
SK-92	2.10

### Zemin Taşıma Gücü

Taşıma gücü, temel altında bulunan zeminin herhangi bir yük altındaki etkileşim, yani kaymaya ve göçmeye karşı göstereceği zemin direncini ifade eder. Bir zeminin taşıma gücü etki derinliği; üzerine gelecek olan yapı temel genişliğinin yaklaşık iki katı olarak kabul edilir (Şekercioğlu, 1993). İnceleme alanındaki eski ve güncel alüvyon birimler ile yamaç molozu ve alüvyon yelpaze çökellerindeki temel sondaj çalışmalarında SPT deneyi yapılmıştır. Taşıma gücü hesaplamaları HS-JEOTEK adlı programındaki SPT esaslı yaklaşım ile yapılmıştır (Sönmez, 2004). Çizelge 8’de sondaj kuyularında etkin derinlikteki taşıma gücü ve SPT değerleri gösterilmektedir. Buradaki taşıma gücü temel altında bulunan zeminin herhangi bir yük altındaki etkileşim, kayma ve göçmeye karşı göstereceği zemin direncini ifade etmektedir.

Çizelge 8. İnceleme alanındaki alüvyal zeminlerin taşıma gücü değerleri.

Table 8. Bearing capacity values of the alluvial soils in the study area.

Kuyu No	Taşıma Gücü (kgf/cm <sup>2</sup> )	SPT Darbe Sayıları
SK-31	0.89	20
		17
		22
SK-34	0.84	9
		16
		26
SK-41	0.81	11
		11
		6
SK-42	0.88	17
		16
		23
SK-58	1.62	9
		7
		R

Çizelge 8. (devamı)  
Table 8. (continued)

SK-62	2.57	R R R
SK-64	2.55	R R R
SK-68	2.57	R R R
SK-69	2.56	R R R
SK-80	2.64	R R R
SK-90	0.92	27 21 16
SK-92 (YASS etki derinliği içerisinde)	0.54	14 18 12
SK-23 (YASS etki derinliği içerisinde)	0.83	29 47 36

\*R:Refü (İlerleme Yok)

SPT testi sondaj kuyusu içerisinde yapılan, en uçta “boyuna yarık tüp” olarak bilinen standart örnek alıcısının bağlı olduğu tijlerin üzerine, 63.5 kg ağırlığındaki şahmerdanın 76.2 cm yükseklikten tekrarlı bir şekilde bırakılarak kuyu tabanında toplamda 45 cm’lik penetrasyon sağlanana kadar çakılması ve bunun için gerekli olan darbe sayısı (SPT/N) değerlerinin belirlenmesi olarak bilinir. SPT testlerinin iri taneli veya kaya gibi zeminlerde ortaya koyduğu sonuçlar sağlıklı olmayabilir. Bununla beraber

darbe sayısının azalması zemin taşıma gücünü azaltır. Refü olması ve ilerleme olmaması ise taşıma gücünün yüksek olduğu göstergesidir. İncelenen alanların SPT ve taşıma gücü değerleri ile Çizelge 1’de verilen HRS taşıtlarının zemine uyguladıkları basınçlar açısından değerlendirildiğinde en düşük taşıma gücüne sahip olan kuyu SK-92’dir. Bu noktaya konum olarak en yakın olan nokta ise SK-23 numaralı kuyudur. Her iki kuyuda da etki derinliğinde YASS bulunduğu için benzer SPT değerlerine

sahip kuyulara nazaran taşıma gücü daha düşük çıkmıştır. Fakat bu iki noktanın taşıma gücü ile SPT değerleri arasındaki ilişki birbiri ile uyumludur.

HRS güzergâhında A noktası olarak belirtilen bölgenin raylı sistem taşıtları açısından zemine uyguladıkları basınç değerleri için yetersiz olduğu görülmektedir. Taşıma gücü değerlerinin hesaplandığı SPT testleri etkili derinliğe kadar değerlendirilmiş olup taşıma gücü değerleri bu deney sonuçlarına göre hesaplanmıştır. İlgili hedefe kadar hesaplanan SPT darbe sayıları aşağılara doğru inildikçe farklılık gösterebildiği için taşıma gücü ile etkili derinlikteki SPT darbe sayılarında farklılıklar söz konusu olabilmektedir. Ayrıca zeminin yapısındaki farklılık ve su içeriği de bu duruma sebep olabilmektedir.

### Mikrotremor

Yeryüzünde gerçekleşen mikro titreşimler o bölgelerde yerin doğal salınımlarını meydana getirir. Zemin farklı fiziksel özellikleri yerin doğal mikro salınımlarını değiştirecektir. Yerin doğal gürültüsünün ayrıca genlik ve frekans içeriklerini, yerin litolojisi ve geometrisi gibi faktörler etkileyecektir. Yerin mikro genlikli doğal salınımları incelenerek yerin etkin salınım periyotları saptanabilir ve bu şekilde yerin davranış özellikleri belirlenebilir. Bu durumda yerin bu doğal salınımlarından faydalanarak elde edilecek parametrelere göre bölgesel olarak zemin sınıflamaları yapılabilir. Mikrotremor kayıtlarının doğru ve gürültülü sinyallerden uzak alınabilmesi ölçüm sonuçlarının doğru olması açısından çok önemlidir. Bu sebeple ölçümler için araç trafiği ve insan hareketliliğinin en az olacağı zamanlar tercih edilmelidir. Çalışma sahasında alınan ölçümler Scream 4.4 ve Geopsy yazılımı ile analiz edilerek zemin hakim titreşim periyodu ( $T_0$ ) ve zemin büyütmesi ( $A_k$ ) değerleri hesaplanmıştır (Çizelge 9).

Çizelge 9. Mikrotremor ölçüm sonuçları.

Table 9. Microtremor measurement results.

Nokta No	$T_0$ (s)	$A_k$
M-44	0.24	2.0
M-45	0.15	1.9
M-47	0.32	1.9
M-53	0.24	1.6
M-54	0.13	1.9
M-56	0.08	1.1
M-62	0.24	1.4
M-65	0.16	1.9
M-70	0.16	1.2
M-71	0.12	1.4
M-72	0.11	1.1
M-78	0.16	1.6
M-79	0.83	4.0

### BULGULAR

Uygulama alanında; alüvyon tabakası derinliğinin fazla olması, yeraltı su seviyesinin yüzeye yakın olması sismik kırılma çalışmasıyla S dalgasının üretilmesini zor hale getirmiştir. Araştırma derinliğinin sığ kalarak alüvyal tabaka içerisinde yer alması; düşük frekanslarda uzun dalga boyları ile seyahat eden daha derinlerden bilgi taşıyan ve altta bulunan gevşek zonların tespitini kolaylaştıran aktif kaynaklı yüzey dalgası yöntemi (MASW) kullanılarak yer altı yapısının ortaya çıkarılmasını teknik bir zorunluluk haline getirmiştir. Bu doğrultuda HRS güzergâhına ilişkin  $V_{s30}$  haritası Şekil 7'de gösterilmektedir.

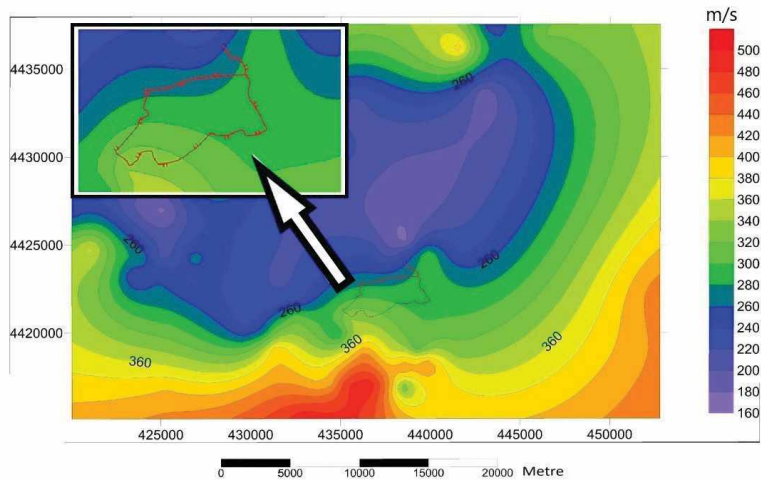
Alana ilişkin hazırlanan  $V_{s30}$  haritasında güzergâh planının başladığı A noktasında  $V_{s30}$  hızının 180–220 m/s arasında olduğu, B ve C noktalarında ise 280–300 m/s arasında olduğu gözlenmektedir. Sismik hızlar incelendiği zaman A, B ve C noktalarında düşük hızlar ile seyrettiği gözlenmektedir. Burada bulunan zeminin fiziksel parametrelerinden bir veya birkaçının

irdelenmesi gerektiğini göstermektedir. Aşağıda Çizelge 10’da Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY) verilerine göre  $V_{s30}$  hız sınıflandırma tanımları gösterilmektedir.

HRS çalışma alanında  $V_{s30}$  hızı genel olarak 260 ile 360 m/s arasında değişmektedir. TBDY (2018)’e göre bu alan ZD yani orta sıkı – sıkı kum, çakıl veya çok katı kil tabakaları sınıfında yer almaktadır. Bu durumla uyumlu olarak Şekil 1’deki görselde de belirtildiği üzere HRS güzergâhı Erzurum Ovası içerisinde alüvyal malzemeler üzerinde yer almaktadır. Erzurum yerleşim merkezinin jeoloji haritasında da görülebileceği gibi havza içerisinde olması günümüze değin yapılan imar planlarına esas jeolojik çalışmalarda, parsel bazlı zemin etüdü çalışmalarında ana kaya tespit edilememesinin sebeplerindedir. Erzurum İli ana kaya derinliği yapılan gravite çalışmalarında kilometreler ile ifade edilmektedir. Fakat bunu doğrulayacak derin sondajlar günümüze değin şehir merkezinde yapılmamıştır. Bu bilgiler doğrultusunda çalışma sahası taşınan ve biriken alüvyal malzemeler üzerindedir.

Ana kaya olmaması ve ana kaya üzerinde bu kadar kalın alüvyal olması sismik hızların düşük seyretmesine sebep olmaktadır. Ayrıca alanda buluna yer altı suyu varlığı, hızların bu bölümlerde daha da düşmesine sebep olmaktadır.

Bir bölgedeki titreşimler, o bölgelerde zeminin doğal gürültüsünü oluşturmaktadır. Farklı zemin koşullarına göre zeminin doğal gürültüsü de farklı olacaktır. Zeminin doğal gürültüsünün genlik ve frekans içeriklerini, yerin litolojisi ve geometrisi gibi faktörler etkileyecektir. Zeminin çok küçük genlikli doğal salınımları incelenerek etkin salınım periyotları saptanabilir ve bu şekilde davranış özellikleri belirlenebilmektedir. Bu durumda zeminin doğal titreşimlerinden yararlanılarak elde edilecek parametrelere göre bölgesel olarak zemin sınıflamaları yapılabilmektedir. Bu amaçla çalışma hafif raylı tren güzergâhına isabet eden bölgede hazırlanan mikrotremör ölçümler alınmıştır. Elde edilen ölçümler neticesinde alana ilişkin zemin hakim titreşim periyodu ve zemin büyütme değeri haritaları oluşturulmuştur (Şekil 8).



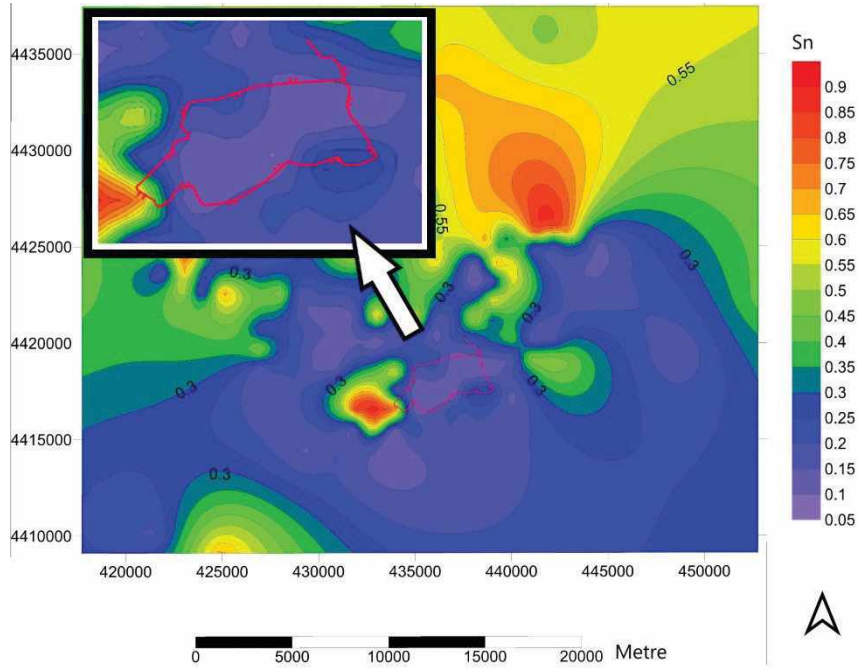
Şekil 7. HRS güzergâh planı ve alana ilişkin  $V_{s30}$  haritası.

Figure 7. LRS route plan and  $V_{s30}$  map of the area.

Aydın, Kuşkapan, Çodur

Çizelge 10. TBDY'ye göre  $V_{s30}$  hız sınıflaması (TBDY, 2018).Table 10.  $V_{s30}$  velocity classification according to TBDY (TBDY, 2018).

Zemin Sınıfı	Tanım	Üst 30 Metre Ortalama ( $V_{s30}$ ) m/s)
ZA	Sağlam ve sert kayalar	$V_s > 1500$
ZB	Az ayrılmış orta sağlam kayalar	$760 < V_s < 1500$
ZC	Çok sıkı kum, çakıl ve sert kil tabakaları veya ayrılmış, çok çatlaklı zayıf kayalar	$360 < V_s < 760$
ZD	Orta sıkı – sıkı kum, çakıl veya çok katı kil tabakaları	$180 < V_s < 360$
ZE	Gevşek kum, çakıl veya yumuşak – katı kil tabakaları veya $PI > 20$ ve $w > \% 40$ koşullarını sağlayan toplamda 3 metreden daha kalın yumuşak kil tabakası ( $c_u < 25$ kPa) içeren profiller	$V_s < 180$
ZF	Sahaya özel araştırma ve değerlendirme gerektiren zeminler: 1) Deprem etkisi altında çökme ve potansiyel göçme riskine sahip zeminler (sıvılaşabilir zeminler, yüksek derecede hassas killer, göçebilir zayıf çimentolu zeminler vb.), 2) Toplam kalınlığı 3 metreden fazla turba ve/veya organik içeriği yüksek killer, 3) Toplam kalınlığı 8 metreden fazla olan yüksek plastisiteli ( $PI > 50$ ) killer, 4) Çok kalın ( $> 35$ m) yumuşak veya orta katı killer.	



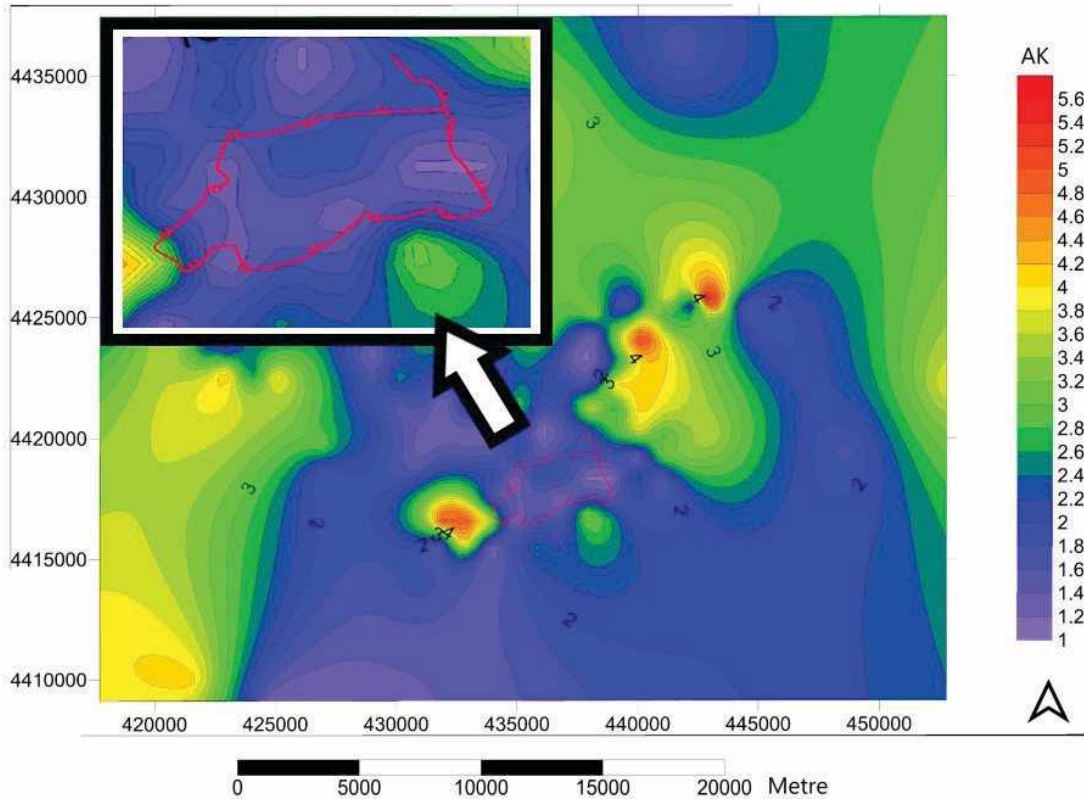
Şekil 8. HRS güzergah planı ve alana ilişkin zemin hakim titreşim periyodu haritası.

Figure 8. LRS route plan and soil dominant vibration period map of the area.



Şekil 8’de bulunan zemin hakim titreşim periyodu incelendiğinde B noktasında 0.80 s, C noktasında 0.5 s değeri gösteren yüksek periyotlar gözlenmektedir. Bu alanın fiziksel parametrelerinden biri veya birkaçında çeşitli sorunlara işaret etmektedir. Bununla beraber D-E aksında zemin hakim titreşim periyodu 0.05 – 0.25 s aralığında düşük salınımlar göstermektedir. Bu düşük değerlerde bu bölgede bulunan zeminlerin

fiziksel parametrelerinin diğer noktalara göre yüksek dayanıma sahip olduğunu işaret etmektedir. Şekil 9’da bulunan zemin büyütme haritası incelendiğinde B noktasında 3.6 – 3.8 aralığında zemin büyütme değeri gözlenmekte ve bu da zeminin fiziksel parametrelerinin irdelenmesi gerektiğini ifade etmektedir. D - E aksı incelendiğinde zemin büyütme değeri 1 – 1.4 aralığındadır.



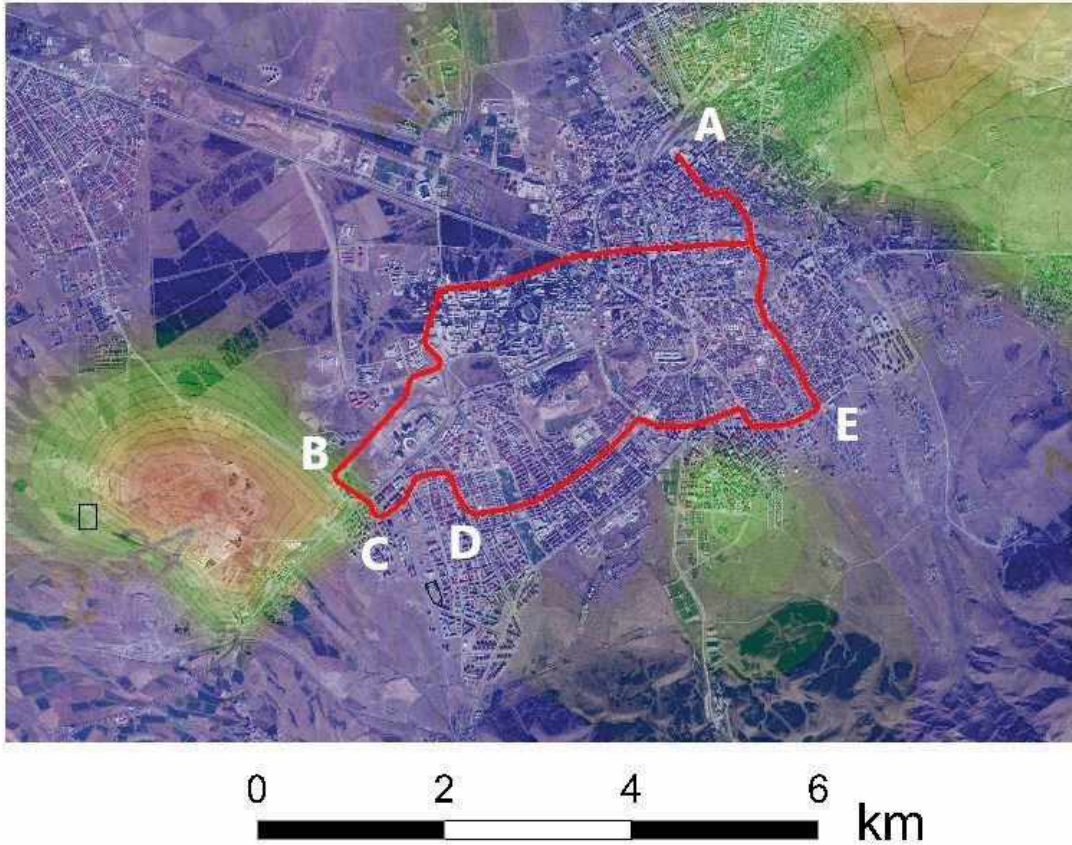
Şekil 9. HRS güzergâh planı ve alana ilişkin zemin büyütme değeri (Ak) haritası.

Figure 9. LRS route plan and soil amplification (Ak) map of the area.

Jeolojik incelemelerde uydu görüntüleri ile destekli Coğrafi Bilgi Sistemlerinin kullanılması yapılan incelemelerin güçlendirilmesi adına çok önemlidir. Bununla birlikte Google Earth programının sunmuş olduğu güncel uydu görüntüleri sayesinde yapılan çalışma alanı daha detaylı incelenebilmektedir (Tekin ve Sagular, 2016). HRS güzergâhında A noktası olarak belirlenen bölge günümüzde aktif olarak kullanılmakta olan şehirlerarası tren garının yanında bulunmaktadır. B, C ve D noktaları ise Erzurum Şehir Hastanesi ve Bölge Eğitim

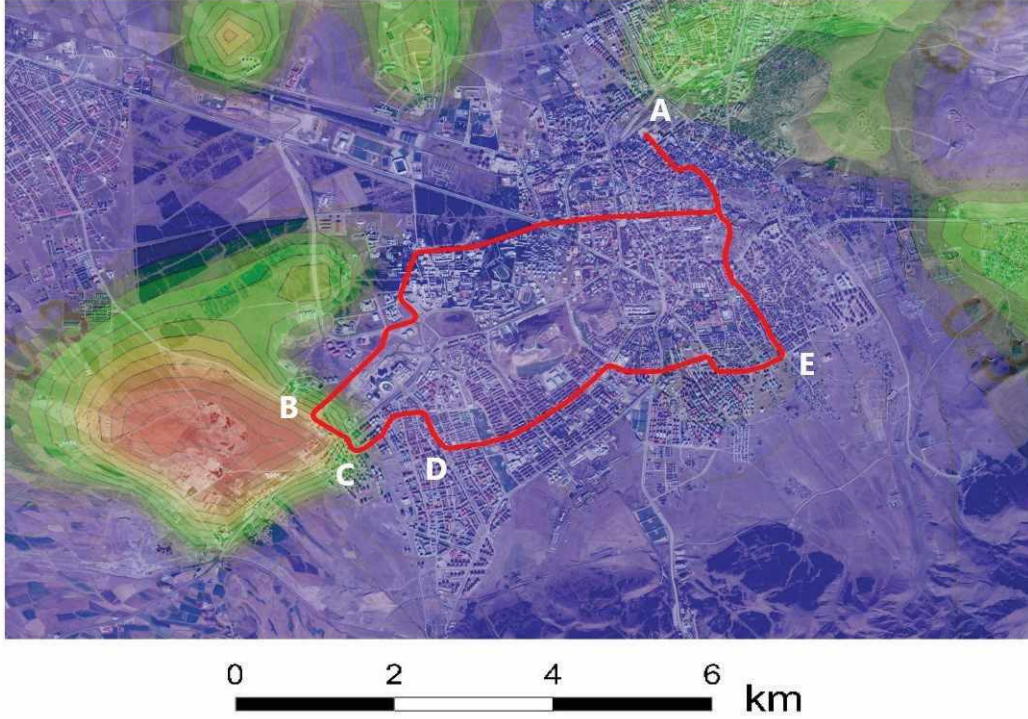
Araştırma Hastanesine 600 metre uzaklıkta yer almaktadırlar. E noktası ise şehirleşmenin arttığı ve TOKİ konutlarına yakın bölgede bulunmaktadır.

Şekil 10’da gösterimi bulunan haritada zemin büyütme değerleri ile çizilen zemin büyütme haritası, uydu haritası ile üst üste çakıştırılmıştır ve HRS güzergâhı üzerine eklenmiştir. Bu şekilde hem büyütme değerlerini, hem güzergâh çalışma alanının uydu görüntüsü ile beraber inceleme fırsatı sunmaktadır.



Şekil 10. Uydu görüntüsü üzerinde HRS güzergâh planı ve alana ilişkin zemin büyütme değeri (Ak) haritası.  
Figure 10. LRS route plan and soil amplification value (Ak) map of the area on the satellite view.





Şekil 11. Uydu görüntüsü üzerinde HRS güzergah planı ve alana ilişkin zemin hakim titreşim periyodu haritası.

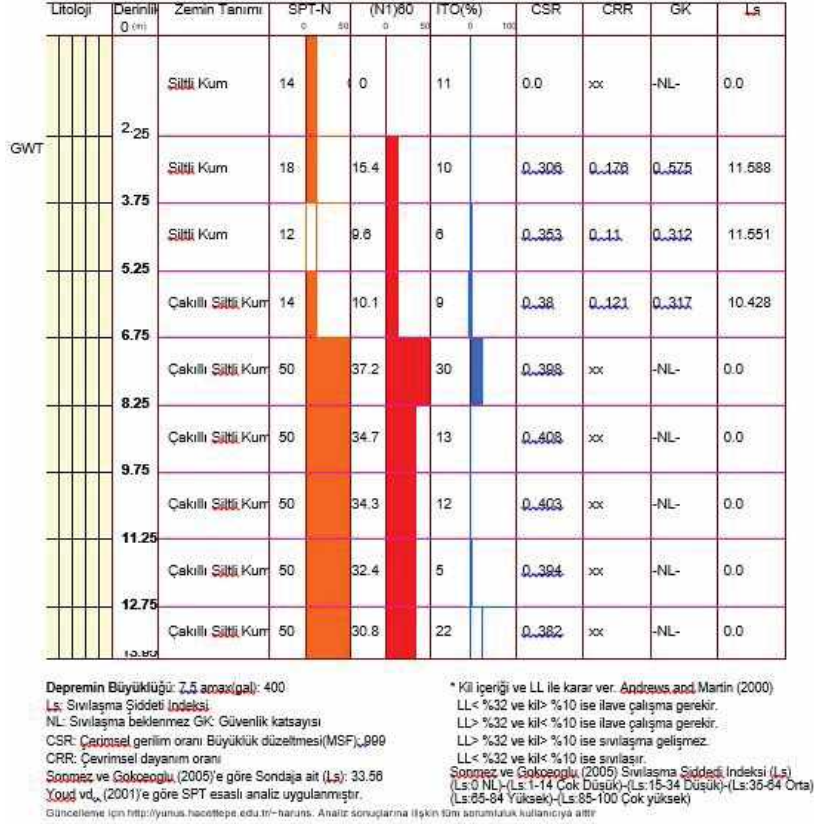
Figure 11. LRS route plan and soil dominant vibration period map of the area on the satellite view.

Zeminde doğal (deprem, heyelan vs) veya çeşitli sebeplerden salınım meydana geldiğinde bu dalgalar yerin içerisinde farklı hızlarda yayılmaya başlarlar. Bu dalgalar yeryüzüne yayıldıkları da saniyelerden dakikalara kadar sürebilecek titreşimler meydana getirirler. Belirli bir alandaki dalganın oluşturduğu titreşimin süresi ve şiddeti; depremin büyüklüğüne, kaynaktan uzaklığına ve dalgaların yol aldığı zeminin fiziksel parametrelerine bağlıdır (Akıl vd., 2008). Zemin tabakaları birer dalga filtresi veya dalga katsayısını artıran bir güç alanı gibidir. Bazı frekanstaki sismik dalgalar sönümlenirken bazılarının da genlikleri artmaktadır. Sismik dalgaların zemin tabakaları içerisindeki değiştirdiği değişimlerin tümü zemin etkisi olarak nitelendirilmektedir. Genliklerini artırıcı özellikte olan güç alanı gibi çalışarak dalgaların

genliğini artıran bu alanlara zemin büyütme alanı, büyütme katsayısı da zemin büyütme olarak nitelendirilir. Şekil 10'da bulunan zemin büyütme haritası incelendiğinde B ve C noktalarında meydana gelebilecek herhangi bir salınım zeminin dalgaları büyütme özelliğinden belirlenen katsayılarla genliği artırabileceği, Şekil 11'de bulunan zemin hakim titreşim periyodu haritası incelendiğinde ise yine B ve C noktalarında hakim titreşim periyotunun yüksek değerler gösterdiği bu alanlarda olası dalgaların periyotlarının yüksek değerler göstereceği gözlenmektedir.

A noktasına yakın konumda bulunan ve en düşük taşıma gücüne sahip 92 numaralı sondaj kuyusunun sıvılaşma potansiyeli logu Şekil 12'de sunulmuştur.

## SIVILAŞMA POTANSİYELİ DEĞERLENDİRMESİ



Şekil 12. SK-92 numaralı kuyunun sıvılaşma potansiyeli logu.

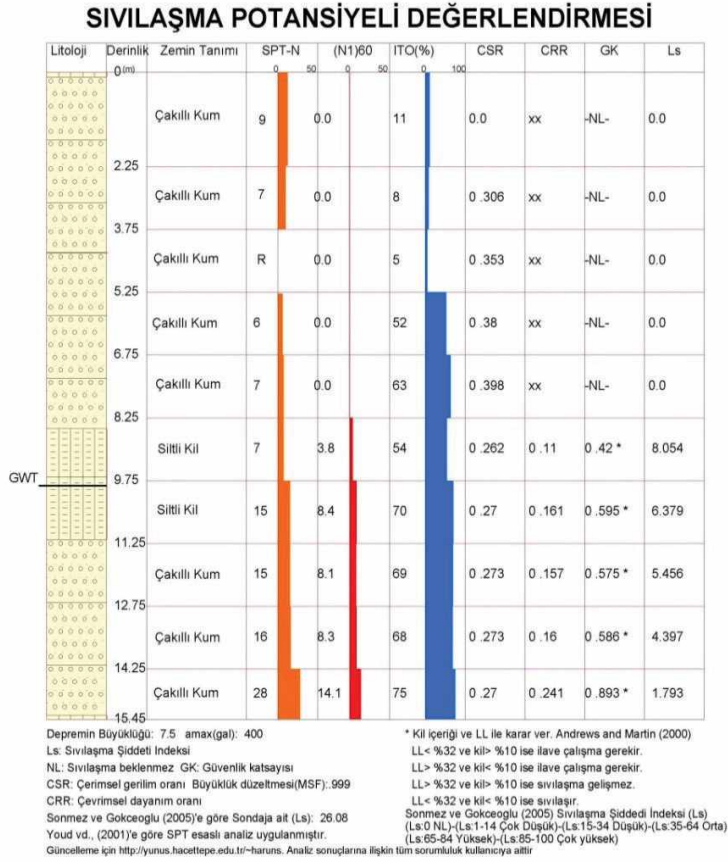
Figure 12. Liquefaction potential log of borehole SK-92.

Sunulan logda ilk tabakada sıvılaşma şiddet indeksi 0 olmakla beraber YASS sınırlarında sıvılaşma potansiyeli yükselmektedir. Sondaj kuyularından alınan numunelerin zemin mekaniği laboratuvar testlerinde su içeriği 26.2 olarak hesaplanıp siltli kum olduğu tespit edilmiştir. Ayrıca bu noktada 2.25 m derinliğinde yer altı su seviyesi sebebiyle sıvılaşma potansiyelinin bulunduğu gözlenmiştir. Yeraltı su seviyesinin zemine bu kadar yakın raylı sistem hattı üzerinde küçük deformasyonlara sebep olabilme ihtimalini

taşımaktadır. Raylı sistemler üzerindeki küçük deformasyonlar ise büyük problemleri meydana getirebilmektedir.

B ve C noktaları arasında bulunan SK-58 numaralı kuyuya ait sıvılaşma potansiyeli logu ise Şekil 13'te verilmektedir. Sondaj kuyularından alınan numunelerin zemin mekaniği laboratuvar testlerinde su içeriği %20.8 olarak hesaplanan siltli kum-iyi derecelendirilmiş çakıllı kum olduğu tespit edilmiştir.





Şekil 13. SK-58 numaralı kuyunun sıvılaşma potansiyeli logu.

Figure 13. Liquefaction potential log of borehole SK-58.

Bu bölgede zeminde taşıma gücü yeterli olsa da zeminin hakim salınımlarının genlik spektrumları ile çıkarılan zemin büyütme değeri ve zemin hakim titreşim periyodu yüksek çıkmıştır. Taşıma gücünün yüksek olması zeminin yüzeye yakın tabakalarının çakıllı kum olmasından ileri gelebileceği fikrini göz önüne getirmektedir. Bununla beraber alanda hazırlanan Ak ve ZHTP (zemin hakim titreşim periyodu haritası) haritalarında zeminin fiziksel özelliklerinde problemler gözlenmektedir. Zemindeki sorununun yeraltı suyundan ve buna bağlı olarak zeminin rijitite sorunlarından kaynaklanabileceği düşünülmektedir. Bununla beraber söz konusu

bölgenin YASS 9.80 m derinliğindedir. Bununla beraber sıvılaşma şiddeti indeksi bu derinlikte siltli kum formasyonu ile artmaktadır. Bu durum Ak ve ZHTP haritalarında bu bölge için olumsuz zemin özelliklerinin 9 metre sonrası bulunan YASS ve sıvılaşma şiddeti indeksinin yüksek olduğundan olabileceği düşünülmektedir.

D-E doğrultusu yani doğu – batı aksı incelendiğinde bu hat üzerine denk gelen zemin büyütme değerleri 1.0 – 1.4 katsayısı aralığında, zemin hakim titreşim periyodu ise 0.05–0.25 s aralığında düşük değerler gösteren stabil alanları ifade ederken,  $V_{s30}$  sismik hızları 320–360 m/s

yüksek değerler gösteren masif, katı ve sert formasyonları ifade etmektedir.

Şekil 14’te ise belirtilen durumlar göz önünde bulundurularak mevcut güzergâhın zemin yapısına uygun olmayan noktaları revize edilerek oluşturulmuş alternatif güzergâh gösterilmektedir.

Mevcut güzergâh üzerinde bulunan B ve C noktaları zemin emniyeti açısından uygun olmadığı için bu noktaları güzergâh dışında bırakacak alternatif bir güzergâh planlanmıştır. Alternatif güzergâhların belirlenmesi zemin emniyeti çok önemlidir. Bazı koşullarda alternatif güzergâhların bulunamama durumu söz konusu olabilmekte veya oluşabilen güzergâh daha kötü zemin özellikleri içerebilmektedir (Seyitoğlu vd., 2016). Ulaşım alanında alternatif güzergâh planlama işlemi; yolcu talebinin yüksek olması beklenen Erzurum Şehir Hastanesi ve

Bölge Eğitim Araştırma Hastanesi ön planda tutulmuştur. Mevcut güzergâhta B ve C noktaları bu iki hastaneye biraz daha uzak konumda olduğu için yolcu memnuniyetini düşürebilmektedir. Çünkü bu bölgeye ulaşım sağlamak isteyen personeller, hastalar ve hasta yakınlarının en kısa mesafede hastaneye ulaşmaları; hizmet kalitesi ve insan sağlığı adına da çok önemlidir. Bu doğrultuda alternatif güzergâhta HRS hattı B ve C noktaları yerine hastaneler bölgesine yaklaştırılmıştır. Diğer bir problemlilik nokta olan A noktası ise tren ve HRS için önemli bir aktarma noktasıdır. Bu sebeple A noktasının değiştirilme durumu yolcu talebini düşürebilmektedir. Yolcu talebini karşılamak amacıyla bu nokta için zemin iyileştirilmesi yapılması daha uygun olmaktadır. Sonuç itibarıyla B ve C noktalarının revize edilmesi ve A noktasının güçlendirilmesi ile zemin güvenliği yüksek ve yolcu talebine daha uygun bir güzergâh elde edilmiştir.



Şekil 14. HRS için zemin durumuna uygun olarak önerilen alternatif güzergâh.

Figure 14. An alternative route recommended for LRS in accordance with the ground condition.

## SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Yapılan bu çalışma sonucunda HRS güzergâhı üzerinde bulunan A, B ve C noktalarında zemine ilişkin hızların düşük olması, su içeriği, yeraltı su seviyesi gibi bazı sorunlar olduğu tespit edilmiştir. Bu noktalarda zemin büyütme katsayısı ile zemin hakim titreşim periyodu yüksek değerler göstermektedir. Bu noktalarda ortaya çıkan bu fiziksel sorunları ayrıntılı incelemek için alanda yapılan diğer etüt ve deneyler incelenmiştir.

Hazırlanacak olan uygulama projelerinden öncelikle A, B ve C noktalarının bulunduğu alanlarda detaylı inceleme yapılarak A noktası için geoteknik iyileştirme projesi hazırlanması, B ve C noktaları için güzergâh revize edilmesi gerekliliği ortaya çıkmaktadır. B-C noktalarında geoteknik iyileştirme projesinin önerilmemesi ve güzergâhta revizeye gidilmek istenilmesinin temelinde zemin özellikleri ile beraber alanın ulaşım talebi de göz önüne alınmıştır. Çünkü yeni yapılmış olan Erzurum Şehir Hastanesinin hemen bitişiğine taşınmış olan bu HRS hat kesimi; hem bu bölgede çalışan bireylerin hem de hasta ve hasta yakınlarının hastaneye erişimlerinin kolaylaşması amacını gütmektedir. Benzer şekilde A noktası ise tren garının bitişiğinde olduğu için başlangıç durağının revize edilmemesi ve yolcu aktarma işlemlerinin hızlı şekilde sağlanması ulaşım adına daha uygun olacaktır. Bu doğrultuda revize edilecek olan HRS güzergâhına ait zemin problemlerinin minimize edilmesi, söz konusu olabilecek deformasyonlardan kaynaklı raylı sistem kazalarının önüne geçilmesi ve HRS taşıtlarının yolcu memnuniyetinin artırılması sağlanacaktır. Yapılan bu çalışma ile herhangi bir raylı sistem güzergâhı belirlenirken zemin özelliklerinin araştırılması ve güzergâhın bu zemine uygun hale getirilmesinin gerekliliği ortaya konmuştur.

## KATKI BELİRTME

Bu çalışmada verilerin temin edilme sürecinde desteklerini esirgemeyen Erzurum Büyükşehir Belediyesi'ne teşekkürlerimizi sunarız.

## KAYNAKLAR

- Akıl, B., Akpınar, K., Üçkardeşler, C., 2008. Doğu Anadolu fay zonu üzerinde yer alan Gölbaşı (Adıyaman) yerleşim alanındaki zeminlerin jeoteknik özellikleri ve değerlendirilmesi. Türkiye Jeoloji Bülteni, 51 (1), 43-57.
- Altınlı, İ.E., 1963. 1:500 000 ölçekli Türkiye jeoloji haritası, Erzurum paftası izahnamesi: MTA Yayınları, 131, Ankara.
- Argyroudis, S., Kaynia, A.M., 2014. Fragility functions of highway and railway infrastructure. Geotechnical, Geological and Earthquake Engineering, 27, 300-326.
- Baştürk, G., 2014. Kent içi raylı toplu taşıma sistemleri incelemesi ve dünya örnekleri ile karşılaştırılması. Ulaştırma ve Haberleşme Uzmanlığı Tezi, Ankara, 120s.
- Bergquist, B., Söderholm, P., 2014. Data analysis for condition-based railway infrastructure maintenance. Quality and Reliability Engineering International, 31, 773-781.
- Bozankaya, 2020. <https://www.bozankaya.com.tr/tramvay/> 1 Şubat 2020.
- Burulaş, 2020. <https://www.burulas.com.tr/tramvay-arac-ozellikleri.aspx>, 2 Şubat 2020.
- BSSC (Building Seismic Safety Council), 1997. NEHRP-Recommended Provisions for Seismic Regulations for New Buildings and Other Structures, Part 1: Provisions and Part 2: Commentary, prepared by the Building Seismic Safety Council for the Federal Emergency Management Agency (Report Nos. FEMA 302 and 303), Washington, D.C.
- Candemir, I., Tanyel, S., 2005. Hızlı raylı sistemlerin yolcu taşıma kapasite hesaplamaları ve Türkiye'deki benzer sistemlerin birbirleriyle



Aydın, Kuşkapan, Çodur

- karşılaştırılması. 6. Ulaştırma Kongresi; 23-25 Mayıs 2005, İstanbul, 309-322.
- Cui, S., Guo, C., Su, J., Cui, E., Liu, P., 2019. Seismic fragility and risk assessment of high-speed railway continuous-girder bridge under track constraint effect. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 17, 1639–1665.
- Dikmen, Ü., Başokur, A.T., Akkaya, İ., Arısoy, M.Ö., 2009. Yüzeysel dalgalarının çok-kanallı analizi yönteminde uygun atış mesafesinin seçimi. *Yerbilimleri*, 31 (1), 23–32.
- Durmaray, 2020. <http://www.durmaray.com/ipekbocegi-tramvay/2/3/5> 1 Şubat 2020.
- Erentöz, C., 1949. Hınıs 65/2 paftasının raporu: MTA, Derleme rapor no. 2159 (yayımlanmamış).
- Erdoğan, Ç., 2011. Kocaeli hafif raylı taşıma sistemi fizibilite raporu. İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul, Yüksek Lisans Tezi, 227s.
- Erdoğan, T., Soytürk, N., 1974. Tekman baseni jeolojisi ve hidrokarbon imkânları raporu : TPAO, Arama Grubu Başkanlığı Raporu, 870, 20, Ankara.
- Erzurum Büyükşehir Belediyesi, 2018. <https://www.erkurum.bel.tr/ebb-aykome-ice/1005/24038/H.html>, 12 Ocak 2020.
- Gündüz, A.Y., Kaya, M., Aydemir, C., 2011. Kentiçi ulaşımında karayolu ulaşımına alternatif sistem: raylı ulaşım sistemi. *Akademik Yaklaşımlar Dergisi*, 2 (1), 134-151.
- Harami, A., Furlan, R., 2020. Qatar National Museum-Transit oriented development: The master plan for the urban regeneration of a 'green TOD'. *Journal of Urban Management*, 9, 115–136.
- Kaya, A., 2005. Selçuk Üniversitesi Alaaddin Keykubat Kampüsü hafif raylı ulaşım sistemi uygulama projesi ve değerlendirilmesi. Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Konya, Yüksek Lisans Tezi, 120s.
- Kolos, A., Taczanowski, J., 2016. The feasibility of introducing light rail systems in medium-sized towns in Central Europe. *Journal of Transport Geography*, 54, 400–413.
- Maden Tetkik ve Arama Genel Müdürlüğü (MTA). 2003. <https://www.mta.gov.tr/v3.0/hizmetler/jeoloji-haritalari>, 14 Ocak 2020.
- Mercier, J., 1948. Hınıs 65/2 paftasının raporu: MTA, Derleme rapor no. 2258 (yayımlanmamış).
- Murteza, M., 2010. Raylı sistem yatırımları fizibilite etütleri ve yapım yöntemleri. Bahçeşehir Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul, Yüksek Lisans Tezi, 71s.
- Ocak, İ., Manisalı, E., 2006. Kentsel raylı taşıma üzerine bir inceleme (İstanbul örneği). *Sakarya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, 10 (2), 51-59.
- Önder, H.G., Akdemir, F., 2019. Türkiye'deki kentiçi raylı toplu taşıma sistemlerinin ulaşım ana planları bağlamında değerlendirilmesi. *Demiryolu Mühendisliği*, 10, 31-45.
- Railwayrail. 2015. <https://www.railwayrail.com/download/profile-section-of-49e1-s49-steel-rail/> 12 Ocak 2020.
- Seyitoğlu, G., Kaypak, B., Aktuğ, B., Gürbüz, E., Esat, K., Gürbüz, A., 2016. A hypothesis for the alternative southern branch of the North Anatolian Fault Zone, Northwest Turkey. *Türkiye Jeoloji Bülteni*, 59 (2), 115-130.
- Sönmez, H., 2004. HS Jeotek, Jeoteknik Paket Programı, Hacettepe Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi Vakfı.
- Stenström, C., Parida, A., Galar, D., 2012. Performance indicators of railway infrastructure. *International Journal of Railway Technology*, 1 (3), 1-18.
- Şafak, Ü., Kaya, M., 2016. Köprüköy / Erzurum (Doğu Anadolu) yöresi Ostrakod Faunası ve ortamsal özellikleri. *Maden Tetkik ve Arama Dergisi*, 153, 113-137.
- Şenlik, İ., 2013. Kent içi raylı ulaşım sistemlerinin değerlendirilmesi. *Elektrik Mühendisleri Odası*. 24-26.
- Tarhan, R., 2009. Raylı sistemlerde ölçme teknikleri ve donanımları. Harita ve Kadastro Mühendisleri Odası, 12. Türkiye Harita Bilimsel ve Teknik Kurultayı, 11-15 Mayıs 2009, Ankara. Akpınar, B., 2005. Şehir içi raylı sistemlerde deformasyon ölçmeleri. Harita ve Kadastro Mühendisleri



- Odası, Mühendislik Ölçmeleri STB Komisyonu  
2. Mühendislik Ölçmeleri Sempozyumu, 23-25  
Kasım 2005, İstanbul, 18-27.
- TBDY. (2018). Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği.  
Ankara: Afet ve Acil Durum Yönetimi  
Başkanlığı.
- Tekin, B.M., Sagular E.K., 2016. Jeolojik  
çözümlenmelerde uydu görüntüleri destekli  
coğrafi bilgi sistemi (CBS) yöntemleri; yeni Foça  
(İzmir) yöresi örneği. Türkiye Jeoloji Bülteni, 59  
(1), 37-54.
- Yıldırım, N., Parlak, O., 2008. Tekman-Pasinler  
(Erzurum) arasında yüzeyleyen ofiyolitik  
birimlerin jeolojisi ve petrografik özellikleri.  
Çukurova Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü  
Dergisi, 18 (2), 35-45.
- Yılmaz, A., Terlemez, İ., Uysal, Ş., 1988. Hınıs  
(Erzurum güneydoğusu) dolaylarının bazı  
stratigrafik ve tektonik özellikleri. MTA Dergisi,  
108, 38-56.
- Yılmaz, H., Yılmaz, A., 2016. Oltu-Balkaya  
havzasının (KD Türkiye) tektonik konumu ve  
Geç Kretase sonrası jeolojik evrimi. Türkiye  
Jeoloji Bülteni, 59 (1), 1-25.



Araştırma Makalesi / Research Article

## Mikro Parametrelerin Makro Mekanik Kaya Davranışı Üzerindeki Etkisi: Ayrık Elemanlar Yöntemiyle Model Kalibrasyonu

*Effects of Micro Parameters on Macro Mechanical Rock Behavior:  
Model Calibration Through Discrete Element Method*

Özge DİNÇ GÖĞÜŞ 

*İstanbul Teknik Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği, İstanbul, Türkiye*

Geliş (Received): 11 Kasım (November) 2020 / Düzeltme (Revised): 02 Aralık (December) 2020 / Kabul (Accepted): 10 Aralık (December) 2020

### ÖZ

Mühendislik yapılarının içinde veya üzerinde inşa edilen kayalarla nasıl bir etkileşim içinde olacağını anlamada sayısal modelleme yöntemleri oldukça etkileyeceği bilgiler sunmaktadır. Ancak bu bilgilerin mevcut kaya ortamını ne denli temsil edici olduğu oluşturulan sayısal modelin güvenilirliğine bağlıdır. Bu nedenle bir modelin oluşturulmasında etkili olan mikro parametrelerin en doğru şekilde kalibre edilmesi ve model sonuçlarının, modelin çözünürlüğünden ve/veya boyutlarından bağımsız olması gerekmektedir. Son yıllarda kaya gibi karmaşık katı yapıların mekanik davranışlarının belirlenmesinde yaygın olarak ayrık elemanlar yöntemi (DEM) kullanılmaktadır. Söz konusu çalışmanın amacı, bu yönteme dayanan sayısal bir modelin oluşturulmasında gerekli mikro parametrelerin, bir kayanın makro mekanik özellikleri ve deformasyon davranışı üzerindeki etkisini araştırmaktır. Her bir mikro parametrenin ayrı ayrı ele alındığı çalışmada, Yade açık kaynaklı DEM kodu kullanılarak çok sayıda tek eksenli sıkışma, tek eksenli çekme ve üç eksenli sıkışma dayanım deneyi simülasyonları yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar, kayaların tek eksenli sıkışma dayanımının (UCS) öncelikle mikro-kohezyona, tek eksenli çekme dayanımının (UTS) ise birincil olarak partiküller arası çekme dayanımına bağlı olduğunu göstermiştir. Ayrıca bu iki dayanım özelliği mikro-elastisite modülü ve rijitlik oranıyla da güçlü bir etkileşim içindedir. Kayaların deformasyon özelliklerinden olan Young modülü (E) ve Poisson oranı ( $\nu$ ) ise doğrudan mikro-elastisite modülü ve rijitlik oranı ile denetlenmektedir. Mikro-işsel sürtünme açısındaki artış kayanın yenilme zarfının eğimini artırırken, dayanım oranının (UCS/UTS) saptanması deney simülasyonları başlamadan önce atanan koordinasyon sayısı ile belirlenmiştir. Bu çalışma sayısal model parametrelerinin birbirleriyle olan etkileşimlerine göre bir kayanın dayanım ve deformasyon özelliklerinin bağlı olduğu koşulları göstermektedir. Elde edilen sonuçlar, mühendislik yapılarının inşasında karşılaşılabilecek kaya davranışlarını önceden kestirebilen sayısal modellerin geliştirilmesinde uygulanabilir, pratik ve yol gösterici bilgiler sunmaktadır.

**Anahtar Kelimeler:** Kaya Davranışı, Mikro Parametreler, Mekanik Özellikler, Kalibrasyon, Ayrık Elemanlar Yöntemi (DEM)

### ABSTRACT

*The numerical modelling techniques provide quite useful insights about how the interaction between engineering structures and host rocks develop. On the other hand, the representation of the real rock domain depends on the reliability of the numerical model used. For this reason, micro parameters of a model must be calibrated accurately and model results must be irrespective of the model resolution and/or dimension. Recently, the discrete element*

*method (DEM) is mostly used to determine the mechanical behaviors of the complex solid materials such as rocks. The purpose of this study is to investigate the effects of required micro parameters for developing a numerical model -based on such method- on macro mechanical properties and deformation behaviors of a rock. Every micro parameter is analysed individually by performing a number of uniaxial compressive, uniaxial tensile, and triaxial compressive test simulations through Yade open source DEM code. Obtained results show that the uniaxial compressive strength of the rock (UCS) mostly depends on micro-cohesion while the uniaxial tensile rock strength (UTS) primarily depends on tensile strength between the particles. Furthermore, both strength properties are in relation to the micro-elastic modulus and stiffness ratio. The deformation properties such as Young's modulus (E) and Poisson's ratio ( $\nu$ ) are directly controlled by the micro-elastic modulus and stiffness ratio. The slope of the rock failure envelope is increasing with an increase in micro-internal friction angle and the strength ratio (UCS/UTS) is arranged based on the coordination number assigned at the beginning of the simulation. This study presents the constituents of strength and deformation properties of a rock according to the interaction between the model parameters. The results provide applicable, practical and guiding insights in terms of developing numerical models which predict the rock behaviors before the construction of engineering structures.*

**Keywords:** Rock Behavior, Micro Parameters, Mechanical Properties, Calibration, Discrete Element Method (DEM)

## GİRİŞ

Bir mühendislik projesinde, o projeye konu olan kaya davranışının operasyon öncesi belirlenmesi ve sonrasında nasıl evrildiği mühendislik çalışmalarının en temel araştırma konusu olmuştur. Bu amaçla gerçekleştirilen laboratuvar ve arazi deneylerinden elde edilen veriler, ev sahibi kayaya dair oldukça yararlı veriler sunmaktadır. Diğer taraftan bu verilerin bazı durumlarda ölçek etkisine takılarak, daha büyük ortamlar için kayanın nasıl davranabileceğini kestirmede yetersiz kaldığı durumlarla karşılaşmış ve söz konusu sorunlar çeşitli çalışmalara da konu olmuştur (Bieniawski, 1968; Heuze, 1980; Medhurst ve Brown, 1998; Deisman vd., 2009). Proje süreleri açısından genellikle bu tür aşamalar uzman kişilerin görüşleriyle geçilmiş, proje gidişatı karşılaşılan sorunlara göre güncellenmiştir.

Son yıllarda sayısal modelleme yöntemleri yalnızca karot ölçüğünde değil, aynı zamanda bölgesel ölçekteki kaya davranışını kestirmede de etkili bir araç olmuştur (Lisjak vd., 2016; Duan vd., 2015; Scholtès ve Donzé, 2015; Duan ve Kwok, 2016). Sonlu elemanlar (FEM), sınır elemanları (BEM), ayrık elemanlar (DEM)

yöntemleri mühendislik araştırmalarında sıklıkla kullanılmıştır. Bu yöntemlerden kaya gibi süreksizlik içeren ortamların modellenmesinde her bir yapısal unsuru ayrı ayrı ele alabilme avantajı nedeniyle daha çok ayrık elemanlar yöntemi (DEM) tercih edilmektedir. İlk kez Cundall (1971) tarafından önerilen ve sonraki yıllarda çok sayıda araştırmacının geliştirerek ilerlettiği bu yöntem, kaya davranışını partikül denen ayrık elemanların bir araya gelerek oluşturduğu sistemin (bağlı partikül modeli, BPM) davranışıyla temsil etmektedir. Söz konusu yönteme dayanan literatürdeki bir çok çalışma, kırılğan kayaların yenilme karakteristiklerini ve bu tür kohezyonlu ve sürtünmeli malzemelerde gerilimle tetiklenen deformasyon davranışını anlamada oldukça yararlı bilgiler sunmuştur (Potyondy vd., 1996; Hazzard vd., 2000; Potyondy ve Cundall, 2004; Al-Busaidi vd., 2005; Cho vd., 2007; Wang ve Tonon 2009; Plassiard vd., 2009; Scholtès ve Donzé, 2013). Sayısal modellerin kurulması ve geliştirilmesi uzman kişiler tarafından oldukça etkili bir şekilde kaya mühendisliği konusunda kullanılmaktadır. Ancak yöntemin uygulanmasının anlaşılabilir olması, farklı araştırmacıların da çalışmalarında yararlanabilmesi veya geliştirilen modellerin

doğruluğunun test edilmesi açısından son derece önemlidir.

Bir sayısal model kurulurken dikkat edilmesi gereken en temel noktalar aşağıdaki gibi sıralanabilir: i. Sayısal modelin öncelikle sınır koşullarından etkilenmemesi gerekmektedir. Özellikle klasik sürekli-formülasyona sahip modellerde karşılaşılan bu sorun (De Borst vd., 1993), genellikle DEM tabanlı kodlarda aşılabilmektedir. ii. Partiküllerin bir araya gelmesiyle oluşan sistem, partiküllerin gelişigüzel atanmış olan konumsallığından etkilenmemelidir (Dinç ve Scholtès, 2018). iii. Kurulan sistemin davranışı, model örneğinin boyutları veya çözünürlüğünden bağımsız olmalı (Dinç ve Scholtès, 2018; Dinç Göğüş, 2020), örnek boyutunun değişmesi modelin davranışını değiştirmemelidir (örneğin lineer-elastik bir davranıştan elasto-plastik bir davranışa geçiş gibi). iv. Üzerinde durulması gereken bir diğer husus ise, modellerinin doğru kaya dayanım oranlarını (tek eksenli sıkışma dayanımı, UCS / tek eksenli çekme dayanımı, UTS) yansıtmaları, kayanın rijitliğine göre bu oranların artırılıp azaltılarak ayarlanabilmesidir (Potyondy, 2012; Scholtès ve Donzé, 2013; Ding ve Zhang, 2014). Tüm bu koşullar yerine getirildikten sonra, artık modelin fiziksel özelliklerine (model boyutu, partikül (ayrık eleman) yarıçapı, porozite vb.) modelin maruz kalacağı gerilim koşullarına ve son olarak model parametrelerinin atanmasına odaklanılabilir.

Bu çalışmanın amacı, ayrık elemanlar yöntemine (DEM) dayanan Yade açık kaynaklı DEM koduyla geliştirilen bir sayısal modelde, modelin oluşturulmasından bir kayayı temsil edecek şekilde davranmasına kadar geçen sürede kritik parametreleri araştırmaktır. DEM tabanlı modellerin mikro parametrelerinin (kohezyon,  $c$ ; çekme dayanımı,  $t$ ; içsel sürtünme açısı,  $\phi$ ;

rijitlik oranı,  $P$ ; elasite modülü,  $E$  ve partiküller arası bağ sayısı,  $N$ ) bir kayanın makro mekanik özellikleri üzerinde (tek eksenli sıkışma dayanımı, UCS; tek eksenli çekme dayanımı, UTS; deformasyon modülü,  $E$  ve Poisson oranı,  $\nu$ ) nasıl bir etki yarattığını anlamak, çalışmanın temelini oluşturmaktadır. Bu amaçla çok sayıda laboratuvar deneyinin simülasyonu sayısal ortamda gerçekleştirilerek, sayısal bir modelin kalibrasyonu sırasında karşılaşılan durumlar incelenmiştir. Söz konusu kalibrasyon sürecinde rijit ve sert bir kaya türünü temsil eden Forsmark granitlerinin (İsveç) laboratuvar verileri kullanılmıştır (Lanaro ve Fredriksson, 2005; Jacobsson, 2007; Glamheden vd., 2008). Model sonuçlarından elde edilen bulgular alt başlıklar altında ayrıntılı olarak analiz edilmiştir. Söz konusu çalışma pratik ve ayrıntılı veriler sağladığından kaya mühendisliğinde gün geçtikçe daha çok ihtiyaç duyulan sayısal modelleme yöntemlerinin kullanımı için önemli yol gösterici ve pratik bilgiler sunmaktadır.

## MATERYAL VE YÖNTEM

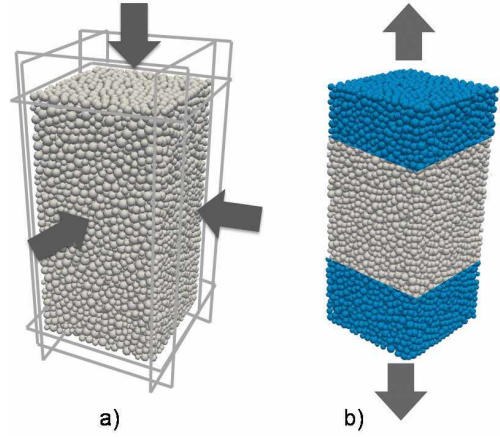
Bu çalışmada sayısal modelleme yöntemlerinden ayrık elemanlar yöntemine dayalı Yade açık-kaynaklı DEM kodu (Šmilauer vd., 2015) kullanılmış ve model kalibrasyonu için laboratuvar çalışması ayrıntılı olarak yapılmış olan Forsmark granitleri seçilmiştir.

İlk olarak Potyondy ve Cundall (2004) tarafından önerilen ve ilerleyen yıllarda Scholtès ve Donzé (2013) tarafından modifiye edilen bağlı partikül modeli (BPM) söz konusu DEM platformuna entegre edilmiştir. Diğer klasik partikül-tabanlı modellerde olduğu gibi, burada da kaya malzemesi farklı boylara sahip (polidispers dağılmış) rijit ve küresel tanelerin (partiküllerin) birbirine bağlı olduğu bir yapıyla temsil edilmektedir (Şekil 1). Partiküller, ayrık

elemanlar (DE) olarak da ifade edilirler ve elastik-kırılgan temas kanununa (elastic-brittle contact law) göre birbiriyle etkileşim halindedirler. Bunu sağlamak amacıyla kullanılan etkileşim oranı ( $\gamma_{int}$ ), partiküller bir araya gelip de sayısal model ortaya çıkmadan önce belirlenmiş olur.

$$D_{eq} \leq \gamma_{int} * (R_x + R_y) \quad (1)$$

Yukarıdaki ilişkide  $D_{eq}$ , yarıçapı  $R_x$  ve  $R_y$  olan x ve y partiküllerinin birbirine olan ilksel uzaklığıdır.  $\gamma_{int}$  başlangıçtaki etkileşim halinde bulunan bağ sayısını (N) kontrol eder ve kaya malzemesini oluşturan modelin içindeki partikül sayısından tamamen bağımsızdır. Klasik DEM modellerinin aksine bu özellikte ( $\gamma_{int}$ ), simülasyon henüz başlamadan her bir partikül başına düşen ortalama bağ sayısı (N) belirlenebilmektedir. Dolayısıyla bu platformda yumuşak kayalardan sert kayalara kadar doğru dayanım oranında (tek eksenli sıkışma dayanımı UCS/tek eksenli çekme dayanımı UTS) her türlü kaya malzemesinin modellenmesi mümkündür. Örneğin,  $\gamma_{int}$  1' e yaklaştığında partiküller arası kenetlenme derecesi azalır ve bu durum onun göreceli olarak daha zayıf bir kaya malzemesini temsil etmesi anlamına gelir. Tam tersi durumda ise yani  $\gamma_{int}$  1' den ne kadar büyükse kayanın sertlik derecesi (veya UCS/UTS oranı) daha çok artmaktadır. Burada dikkat edilmesi gereken bir nokta,  $\gamma_{int}$ ' nin maksimum tane çapı ( $R_{max}$ ) ile minimum tane çapı ( $R_{min}$ ) arasındaki orana göre belirlenmesidir (örneğin bu çalışmada  $R_{max} / R_{min} = 2$  ve  $\gamma_{int} \leq 1.5$ 'dir). Diğer bir konu ise partiküller arasındaki bağ koştığında, ortamın gözenekliliğindeki değişimin en aza indirilebilmesi için tüm partiküllerin bir araya gelmesiyle oluşan yapının yoğunluğunun, simülasyonun en başında maksimum seviyede ayarlandığından emin olunmasıdır (Scholtès ve Donzé, 2013).



Şekil 1. Bağlı partikül modeli (BPM) a) üç eksenli sıkışma deneyi b) tek eksenli çekme deneyi simülasyonunun şematik gösterimi.

Figure 1. Bonded particle model (BPM) configurations of a) triaxial compressive test simulation b) uniaxial tensile test simulation.

Partiküller arasında etki eden kuvvetler normal ( $F_n$ ) ve makaslama ( $F_s$ ) bileşeni olarak ikiye ayrılır (Şekil 2). Normal ekseninde  $F_n$  şu şekilde hesaplanmaktadır:

$$F_n = k_n * u_n \quad (2)$$

$$k_n = 2Y * \frac{R_x * R_y}{R_x + R_y} \quad (3)$$

Burada  $k_n$  eş değer elastisite modülün (Y) (Pa cinsinden) bir fonksiyonu olan normal rijitliği,  $u_n$  ise normal rölatif yer değiştirmeyi temsil etmektedir. Sıkışma yükü altındayken,  $F_n$  sınırlı değildir ve süresiz olarak artış gösterebilir. Çekme rejimi altındayken ise, ( $F_{n,max} = t * A_{int}$ ) eşik değerine kadar artabilir. Buradaki t partiküller arası çekme dayanımıdır (Pa cinsinden). Partikül boyutlarına bağlı olan yüzey ise  $A_{int} = \pi * [\min(R_x; R_y)]^2$  eşitliğinden hesaplanmaktadır.  $F_n \geq F_{n,max}$  olduğunda, partiküller arasındaki bağ kopar ve bağın olduğu yerde bir çekme çatlağı (mod I) gelişir (Şekil 2).



Makaslama ekseninde ise  $F_s$  tetikleyici kuvvet olup, artımsal olarak;

$$F_s = F_{s,t} - \Delta_t + k_s * \Delta u_s \quad (4)$$

eşitliğinden hesaplanır. Bu ilişkide  $k_s$  makaslama riitliğidir ve  $k_s = P * k_n$  eşitliğinden belirlenmektedir.  $P$  ise bir model sabitidir ve değeri 0 ile 1 arasında değişmektedir ( $0 < P < 1$ ).  $\Delta u_s$  rölatif artımsal yer değiştirme miktarı ve  $F_{s,t-\Delta t}$  bir önceki zaman-adımındaki makaslama kuvvetidir. Maksimum izin verilebilir makaslama kuvveti  $F_{s,max}$  Mohr-Coulomb kriterinden belirlenmektedir.

$$F_{s,max} = c * A_{int} + F_n * \tan(\phi) \quad (5)$$

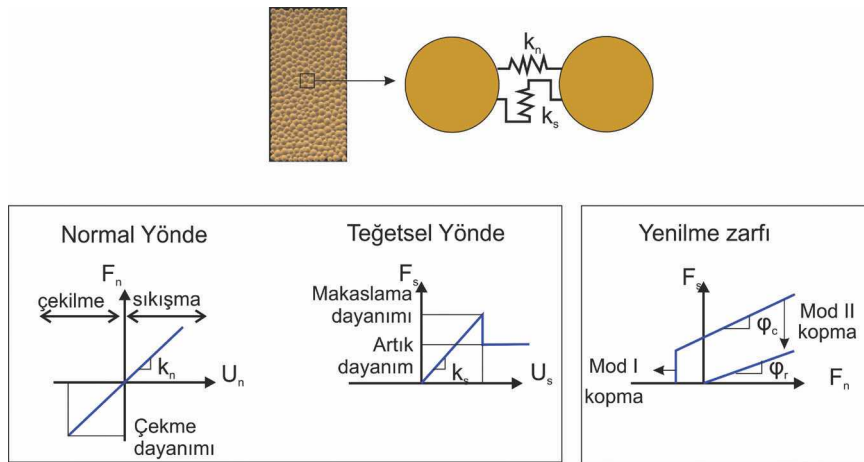
Bilindiği gibi yukarıda  $c$  kohezyon (Pa) ve  $\phi$  ( $^\circ$ ) içsel sürtünme açını temsil etmektedir.  $F_s \geq F_{s,max}$  olduğunda makaslama yenilmesi gelişir ve partiküller arasındaki bağın olduğu yerde bir makaslama çatlağı (mod II) oluşur (Şekil 2).

Yöntemin dinamik formülasyonu nedeniyle, kinetik enerjii dağıtmak ve simülasyonların yarı-statik koşullar altında gerçekleşmesini sağlamak amacıyla, global viskoz olmayan bir

sönümlenme parametresi kullanılmıştır. Yapılan tüm simülasyonlarda sönümlenme sabiti 0.4 olarak seçilmiştir.

## MODEL KALİBRASYONU

Sayısal modelin kalibrasyonuna konu olan kaya türü, daha önce laboratuvar çalışması İsveç Nükleer Yakıt ve Atık Depolama Şirketi (Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, SKB) ve çeşitli araştırmacılar (Lanaro ve Fredriksson 2005; Jacobsson, 2007; Glamheden vd., 2008) tarafından ayrıntılı olarak yapılmış olan Forsmark granitleridir. Günümüzde İsveç’de radyoaktif atık depolamada “depolama kayası” olarak ele alınan Forsmark granitleri, düşük gerilim koşullarında kırılğan bir davranış sergilerken, yanal gerilimin 20 MPa’nın üzerine çıktığı durumlarda kısmi elasto-plastik bir davranışa geçiş yapmaktadır. Gerilim-deformasyon davranışlarından yola çıkarak, söz konusu kayaya ait laboratuvar deney sonuçları ve bu sonuçlara göre kalibre edilmiş mikro parametreler ( $c$ ,  $t$ ,  $\phi$ ,  $P$ ,  $Y$  ve  $N$ ) sırasıyla Çizelge 1 ve Çizelge 2’de verilmiştir.



Şekil 2. Ayrık elemanlar (partiküller) arasındaki normal ve makaslama etkileşim kuvvetleri (Scholtès ve Donzé, 2012’den değiştirilerek).

Figure 2. Normal and shear interaction forces between discrete elements (particles) (modified from Scholtès and Donzé, 2012).

Dinç Göğüş

Çizelge 1. Forsmark granitlerinin laboratuvar (Lanaro ve Fredriksson, 2005; Jacobsson, 2007; Glamheden vd., 2008) ve DEM analizlerinden elde edilen makro mekanik özellikleri (Dinç Göğüş, 2020).

Table 1. Macro mechanical properties of Forsmark granite from laboratory (Lanaro and Fredriksson, 2005; Jacobsson, 2007; Glamheden et al., 2008) and DEM analyses (Dinç Göğüş, 2020).

Parametre	UCS (MPa)	UTS (MPa)	E (GPa)	$\nu$ (-)
Laboratuvar	223 ± 22	14 ± 2	76 ± 3	0.24 ± 0.04
DEM	199	16	75	0.13

Çizelge 2. Kalibre edilen DEM sayısal modelin mikro mekanik parametreleri (Dinç Göğüş, 2020).

Table 2. Micro mechanical parameters of the calibrated DEM model (Dinç Göğüş, 2020).

Parametre	
Elastik Modülü Y (GPa)	70
Rijitlik oranı P (-)	0.4
Çekme dayanımı t (MPa)	13
Kohezyon c (MPa)	130
Sürtünme açısı $\phi$ (°)	5
Koordinasyon sayısı N (-)	13

Kalibrasyonu yapılan DEM modeli 1x2x1 model birim boyutlarında olup 10,000 partikülden oluşmaktadır (Şekil 1). Model sonuçlarının çözünürlük (partikül sayısı) ve model boyutlarındaki değişimlerden etkilenmediği ayrıntılı hassasiyet analizleriyle onaylanmıştır (Dinç Göğüş, 2020).

Bir modelin kalibrasyonu, gerilim - deformasyon davranışları ve bu davranışlardan elde edilen mekanik özellikleri, gerçek kayanın davranış ve özelliklerini temsil edinceye kadar devam etmelidir. Dolayısıyla bu süreç oldukça uzun olup çok sayıda iterasyon ve simülasyonu beraberinde getirmektedir. Bu süreci kısaltmak için önerilecek pratik yolların birçok mühendis ve araştırmacı için yararlı olacağı düşünülmektedir.

Genel olarak ayrık elemanlar yöntemine dayalı bir modelde mikro parametrelerin makro

özellikler üzerindeki etkisi aşağıdaki gibi özetlenebilir:

- t, partiküllerin çekme dayanımı olup UTS değerini kontrol ederken; c, UCS değerini etkilemektedir.
- $\phi$ , kayanın yenilme zarfının eğimini kontrol eder ve doğrudan üç eksenli sıkışma deneyi simülasyonlarında belirlenir.
- Y, doğrudan kaya malzemesinin Young modülünü (E) kontrol ederken P, ( $k_n/k_s$ ) değerine eşit olup Poisson oranını ( $\nu$ ) etkilemektedir. Her iki makro-parametre tek eksenli ve üç eksenli sıkışma deneyi simülasyonlarından belirlenmektedir. Bunun yanı sıra doğrudan çekme deneyi simülasyonlarında çekme rejimi altındaki deformasyon modülü ( $E_{çekme}$ ) de elde edilebilmektedir.  $E_{çekme}$  değerinin genellikle sayısal modelleme kalibrasyonlarında ihmal edildiği görülmüştür. Bu durumun en bilinen nedeni, laboratuvar koşullarında doğrudan çekme dayanımı deneyinin yapılmasındaki zorluklardan kaynaklanmaktadır. Çoğunlukla örnek hazırlama ve uygulamadaki pratikliği açısından kayaların çekme dayanımları dolaylı yollardan (Brazilian deneyi, bükülme deneyi vb.) elde edilmekte, söz konusu koşullar altında  $E_{çekme}$  parametresinin belirlenmesi mümkün olmamaktadır. Ancak bu çalışma kapsamında mikro

parametrelerin  $E_{\text{çekme}}$  değeri üzerindeki rolü de araştırılmıştır.

- $N_c$  parametresi (UCS/UTS) oranına göre simülasyon başlamadan önce belirlenmektedir.

Yukarıda da görüldüğü gibi, bahsedilen 6 parametrenin kayaların UCS, UTS,  $E$  ve  $\nu$  özelliklerindeki etkisi kabaca bilinirken, hangi koşullar altında bu etkileşimin bittiği veya güçlendiği konusunda net bir çalışma mevcut değildir. Özellikle partikül tabanlı ayrık elemanlar kodları (Yade, PFC, LIGGGHTS vb.) her ne kadar süresiz ortamların davranışını belirlemede güçlü bir araç olsa da, bu kodlarla oluşturulan modellerde malzeme davranışının, partiküllerin bir arada bulunduğu mikro-yapıdan etkilenmeksizin aynı davranışı (trendi) sergilemesi gerekmektedir. Aşağıda her bir mikro parametrenin makro özellikler üzerinde nasıl rol oynadığı ayrıntılı bir şekilde analizlerle verilmiş ve bu analizlerden kayaların dayanım ve deformasyon özelliklerine göre kalibrasyon sırasında kullanılabilecek pratik bilgiler sunulmuştur.

## MODEL SONUÇLARI

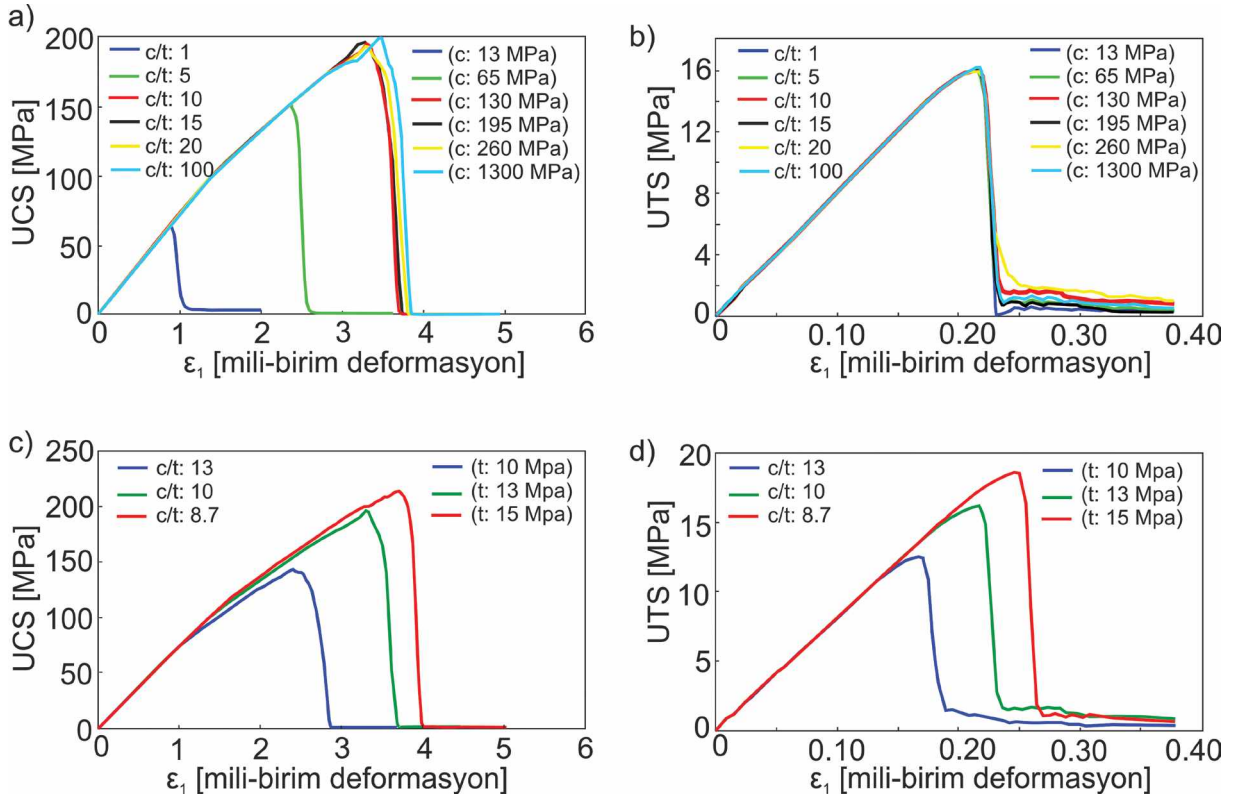
### Mikro-Kohezyon (c) ve Mikro-Çekme Dayanımı (t)

Bir kaya modelini oluşturan ayrık elemanların bir arada bulunması her bir partiküle atanan kohezyon (c) ve çekme dayanım (t) değerlerine bağlıdır ve genel olarak bu parametrelerin kaya modelinin makro tek eksenli sıkışma (UCS) ve çekme dayanımını (UTS) denetlediği bilinmektedir (Scholtès ve Donzé, 2013; Hamdi vd., 2017; Moosavi vd., 2018). Partiküllerin bir arada uyumlu bir şekilde çalıştığı sistemde, yukarıda da belirtildiği gibi maksimum makaslama kuvveti ( $F_{s,\max}$ ) aşıldığında, partiküller

arasındaki bağ kopar ve bağın koptuğu yerde makaslama çatlağı; maksimum normal kuvvetin ( $F_{n,\max}$ ) aşıldığı durumda ise, bağ yerinde çekme çatlağı gözlemlenmektedir (Şekil 2). Dolayısıyla bir kayada deformasyon süreçleri ve hasar miktarı mikro çatlakların yoğunluğuna ve biriktiği bölgelere bağlıdır (Pardoën vd., 2015; Dinç ve Scholtès, 2018; Dinç Göğüş, 2020). (c/t) oranı belirlenirken söz konusu kayanın yumuşak veya sert oluşu göz önünde tutulmalıdır. Çünkü bu oran, aynı zamanda o kayanın makaslama, sıkışma ve çekme gerilimlerine karşı nasıl bir davranış sergileyeceğinin ve deforme olacağına da göstergesidir. c ve t değerleri tek eksenli sıkışma ve çekme dayanımı deneyi simülasyonlarından belirlenmektedir.

Şekil 2’de farklı (c/t) oranlarının kayanın UCS ve UTS değerleri üzerindeki etkisi gösterilmiştir. Çizelge 2’deki değerler referans olmak üzere, yalnızca c parametresindeki artışla (c: 13, 65, 130, 195, 260 ve 1300 MPa) UCS değerinde de bir artma olduğu gözlenmektedir (Şekil 3a). Ancak bu artış (c/t)  $\geq 10$  olduğunda (c  $\geq 130$  MPa koşulunda) UCS üzerinde artık herhangi bir etki yaratmamaktadır. UTS değeri ise c kontrollü olan (c/t) oranındaki değişimlerden etkilenmemektedir (UTS = 16 MPa) (Şekil 3b). Diğer taraftan t değerinin artmasına (t: 10, 13, 15 MPa) bağlı olarak değişen (c/t) oranları sadece UCS değerini değil, aynı zamanda UTS değerini de etkilemiştir. Paydanın büyümesinden kaynaklanan (c/t) oranındaki azalma, hem UCS, hem de UTS üzerinde bir artışa neden olmuştur (Şekil 3c, d ve Çizelge 3).

Bu analizlerden elde edilen en önemli çıkarım, (c/t) oranının atanmasında öncelikle kayanın (UCS/UTS) oranına bakılması gerektiğidir. Eğer (UCS/UTS)  $\approx 10$  ise kalibrasyon öncelikle (c/t)  $\approx 10$  değerinden başlamalıdır.



Şekil 3. Partiküllerin kohezyon (c) ve çekme dayanımının (t) makro kaya dayanımı üzerindeki etkileri a) c' nin UCS üzerindeki etkisi b) c' nin UTS üzerindeki etkisi c) t' nin UCS üzerindeki etkisi d) t' nin UTS üzerindeki etkisi.

Figure 3. The effects of cohesion (c) and tensile strength (t) of particles on macro rock strength a) effect of c on UCS b) effect of c parameter on UTS c) effect of t on UCS d) effect of t on UTS.

### Mikro-İçsel Sürtünme Açısı ( $\phi$ )

Partiküller arasındaki içsel sürtünme açısının ( $\phi$ ) dayanım üzerinde nasıl bir rol oynadığını belirlemek için öncelikle  $\phi$ ' nin farklı değerleri için ( $5^\circ$ ,  $10^\circ$ ,  $20^\circ$  ve  $40^\circ$ ) tek eksenli sıkışma ve çekme dayanımı deney simülasyonları yapılmıştır. Model sonuçları  $\phi$ ' deki artışın dayanım özellikleri üzerinde herhangi bir değişikliğe neden olmadığını göstermiştir (Şekil 4a, b). Sadece  $\phi = 40^\circ$  iken UCS değeri yaklaşık 10 MPa' lık bir artışla 210 MPa olarak değişmiştir (Şekil 4a). Bu durumda partiküllerin  $\phi$  değeri, kayanın makro ölçekteki (laboratuvar ölçeğindeki) makaslama veya üç eksenli sıkışma

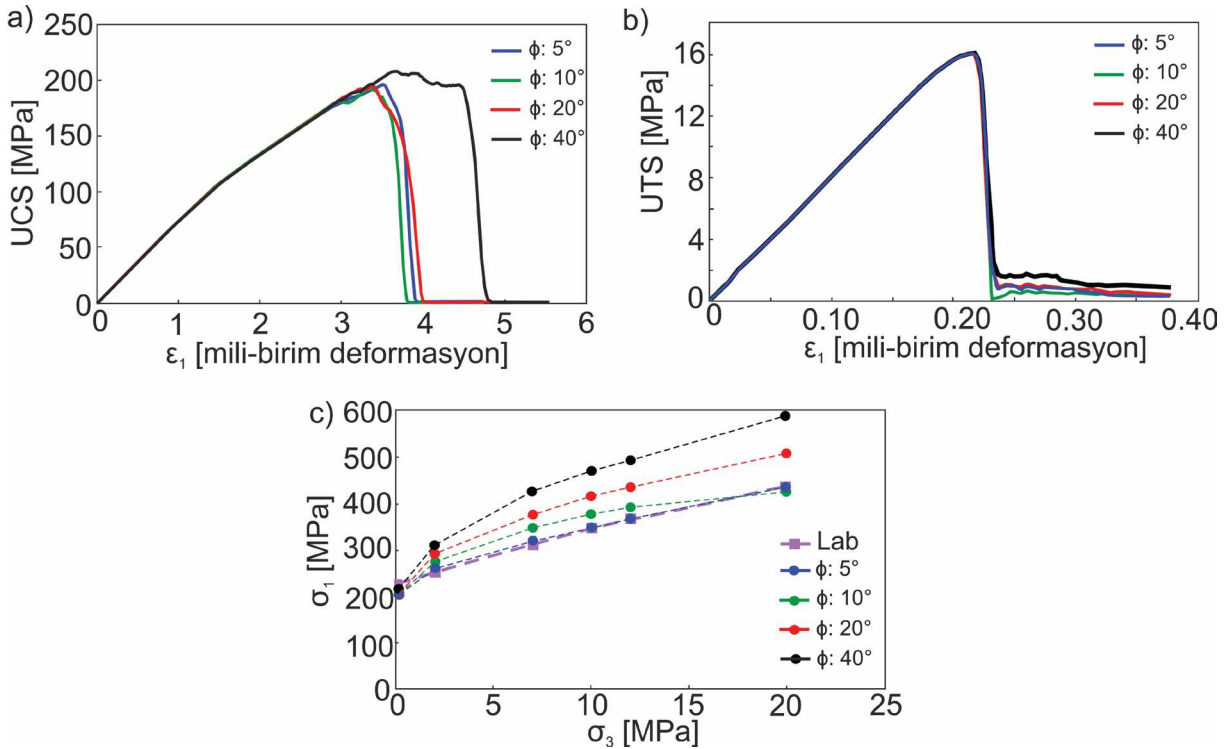
deneylerinden elde edilen  $\phi_{\text{makro}}$  için olduğu gibi yenilme zarfının eğimiyle ilişkilidir. Bu nedenle farklı yanal basınçlar altında ( $\sigma_3 = 2, 7, 10, 12, 20$  MPa) gerçekleştirilen üç eksenli sıkışma deneyi simülasyonlarından doruk dayanım değerlerine göre kayanın yenilme zarfı belirlenmiştir (Şekil 4c). Laboratuvar değerleri (Lanaro ve Fredriksson, 2005; Glamheden vd., 2008)  $\phi = 5^\circ$  değeriyle örtüşmekte olup  $\phi$ ' nin artmasına bağlı olarak yenilme zarfının eğimi de artış göstermektedir.

Burada dikkat edilmesi gereken husus,  $\phi$  değerinin kayaların makro makaslama dayanım özelliklerinden olan  $\phi_{\text{makro}}$  içsel sürtünme açısıyla

karıştırılmamasıdır. Örneğin sağlam granitik bir kayada  $\phi_{\text{makro}}$  45°'ye kadar çıkabilirken, kumtaşları için bu değer 25-30° olabilmektedir (Goodman, 1989). Her ne kadar  $\phi$  ve  $\phi_{\text{makro}}$  benzer şekilde çalışsa da (yenilme zarfının eğimini kontrol ederek),  $\phi$  değerinin her bir partikül için atanan mikro-içsel sürtünme açısı olduğu unutulmamalı ve bu değer düşük yada yüksek olmasının kayanın  $\phi_{\text{makro}}$  değeriyle ilişkisinden kaynaklanmadığı bilinmelidir. Kalibrasyondaki  $\phi$  değerine doğrudan üç eksenli sıkışma deneyi simülasyon sonuçlarına göre karar verilmelidir.

### Rijitlik Oranı (P)

Daha önceki bölümlerde bahsedildiği üzere, P bir sabit olup partiküllerin rijitlik oranını temsil etmekte ve ( $k_n/k_s$ ) ilişkisinden belirlenmektedir. Rijitlik oranı yüksek olan bir malzemenin dayanımı yüksek olurken, deformasyona uğraması ise daha zorlayıcı olacaktır. Bu durumda P'nin makro mekanik kaya özelliklerinin tümü üzerinde bir etkisi olması beklenmektedir. Tek eksenli sıkışma ve çekme dayanımı test simülasyonlarında P için 0.2, 0.4 ve 0.6 değerleri



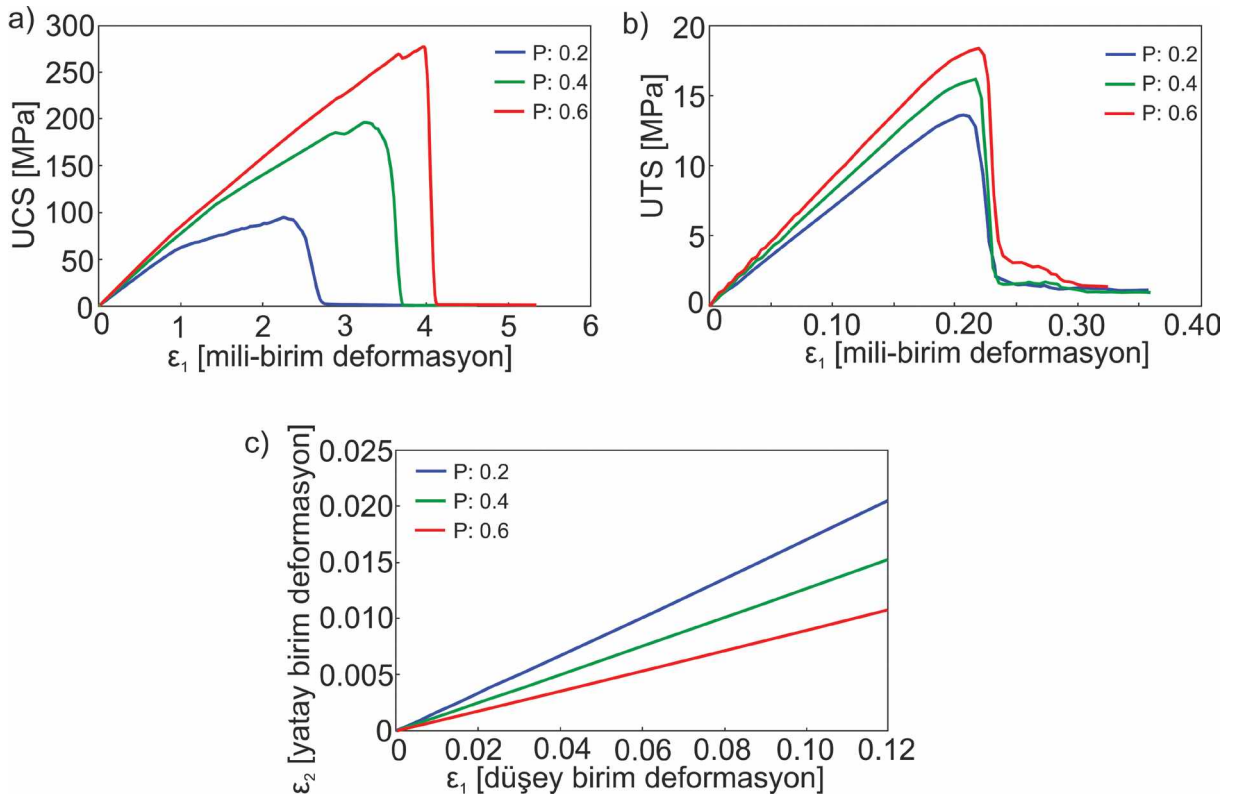
Şekil 4. Partiküller arası içsel sürtünme açısının ( $\phi$ ) dayanım ve yenilme zarfı üzerindeki etkileri a)  $\phi$ 'nin UCS üzerindeki etkisi b)  $\phi$ 'nin UTS üzerindeki etkisi c)  $\phi$ 'nin Hoek-Brown yenilme zarfı üzerindeki etkisi (Lab: laboratuvar verileri; Lanaro ve Fredriksson, 2005; Glamheden vd., 2008'den).

Figure 4. The effects of internal friction angle of particles ( $\phi$ ) on rock strength and failure envelope a) effect of  $\phi$  on UCS b) effect of  $\phi$  on UTS c) effect of  $\phi$  on the Hoek-Brown failure envelope (Lab: laboratory data by Lanaro and Fredriksson, 2005; Glamheden et al., 2008).



atanmış ve P'nin artışıyla hem UCS hem de UTS değerleri yükselmiştir (Şekil 5a, b). Bu durum (UCS/UTS) oranını da artırırken (P: 0.2 için 6.78; P: 0.4 için 12.43 ve P: 0.6 için 14.86) kaya davranışı daha elastik-kırılgan bir eğilime geçiş yapmıştır. Deformasyon modülleri ( $E$  ve  $E_{\text{çekme}}$ ) benzer şekilde P oranı ile artışa geçmiştir. Ancak Poisson- oranı ( $\nu$ ) P ile ters orantılıdır (Şekil 5c). P oranı artarken,  $\nu$  değeri azalmaktadır (Çizelge 3).

Böyle bir koşulda sayısal model kalibrasyonunun en kritik noktasını rijitlik oranının belirlenmesi olduğu anlaşılmıştır. Kalibrasyonun oldukça zaman alıcı bir süreç olması nedeniyle, bu süreci kısaltmak için pratik bir yol olarak rijitlik oranının atanmasında (UCS/UTS) oranından bir yaklaşım geliştirilebilir. Örneğin yumuşak bir kaya için (UCS/UTS  $\approx$  4 - 5) P: 0.1' den başlatılırken, daha sert bir kaya için (UCS/UTS  $\approx$  10 - 12) bu değer P: 0.4'e çekilebilir.



Şekil 5. Rijitlik oranının (P) dayanım ve deformasyon özellikleri üzerindeki etkileri a) P' nin UCS ve E üzerindeki etkisi ( $\tan\alpha = E$ ) b) P' nin UTS ve  $E_{\text{çekme}}$  üzerindeki etkisi ( $\tan\alpha = E_{\text{çekme}}$ ) c) P' nin  $\nu$  üzerindeki etkisi.

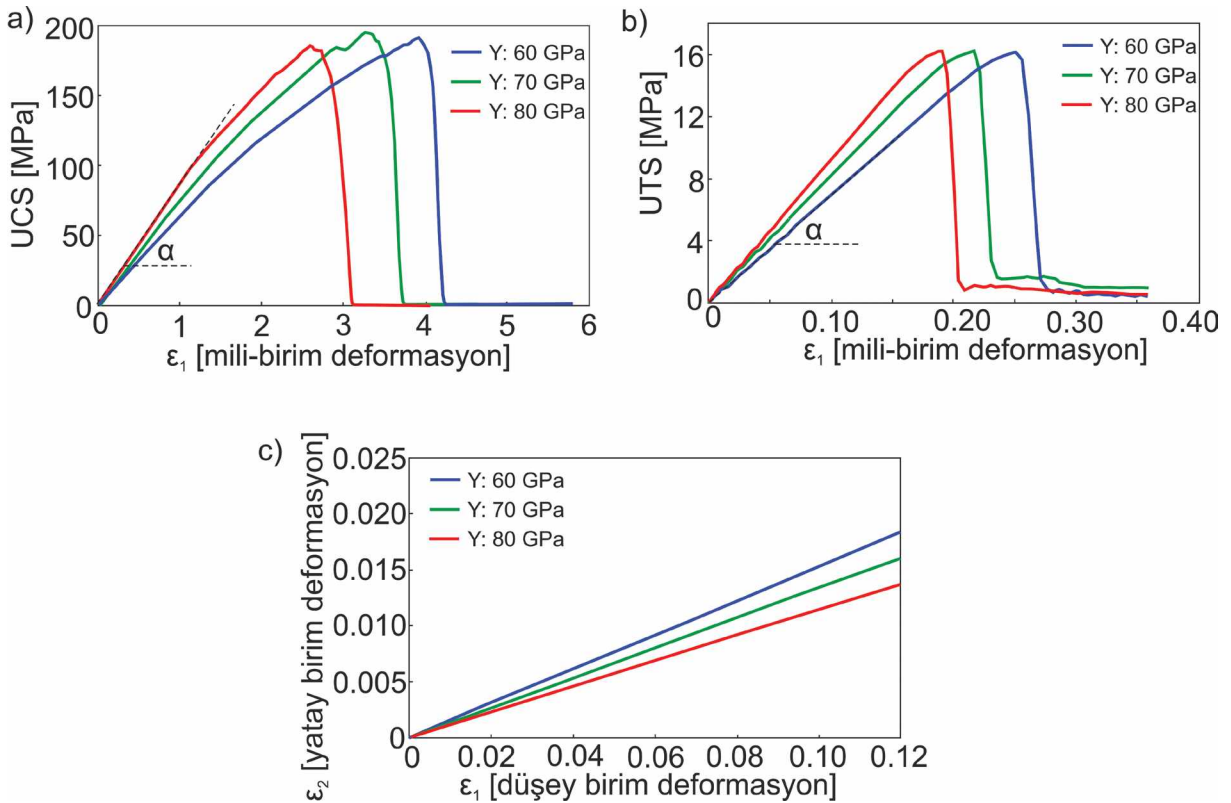
Figure 5. The effects of stiffness ratio (P) on rock strength and deformation properties a) effect of P on UCS and E ( $\tan\alpha = E$ ) b) effect of P on UTS and  $E_{\text{tensile}}$  ( $\tan\alpha = E_{\text{tensile}}$ ) c) effect of P on  $\nu$ .

### Elastisite Modülü (Y)

Bir önceki bölümde bahsedilen rijitlik temelinde partiküllerin elastisite modülü (Y) ile de bağlantılıdır. Çünkü normal rijitlik değeri olan  $k_n$ , Y' nin bir fonksiyonu olarak çalışmaktadır. Tek eksenli sıkışma ve çekme dayanımı deney simülasyonlarında Y' nin farklı değerlerinin (Y: 60, 70, 80 GPa) kaya dayanım ve deformasyon davranışları üzerindeki rolü incelenmiştir. Genel olarak Y değerinde artış veya azalışlar dayanım özellikleri üzerinde bir etki yaratmamıştır (Şekil 6a, b). Buna karşın Y parametresinin kaya deformasyon süreçleriyle doğrudan ilişkili olduğu belirlenmiştir. Y' nin

artmasına bağlı olarak gerilim-deformasyon eğrisinin lineer-elastik kısmında eğimin de arttığı gözlemlenmiş, bu durum beraberinde E ve  $E_{\text{çekme}}$  parametrelerinin artışını getirmiştir (Çizelge 3). Diğer taraftan aynı P parametresinde olduğu gibi, Y ile Poisson oranı ( $\nu$ ) ters orantılı bir ilişki sunmuş, Y değerlerindeki artışla  $\nu$  değerleri azalmıştır (Şekil 6c ve Çizelge 3).

Buradan elde edilen sonuçlara göre; Y değerinin her 10 GPa'lık artışı, E değerinde yaklaşık 10 GPa'lık artış,  $E_{\text{çekme}}$  için ise 5 GPa'lık bir artışa neden olmuştur. Dolayısıyla  $E \approx 5 - 10$  GPa olan bir kaya için  $Y \approx 10$  GPa'dan başlatılarak simülasyonlar çalıştırılabilir.



Şekil 6. Elastisite modülünün (Y) dayanım ve deformasyon özellikleri üzerindeki etkileri a) Y' nin UCS ve E üzerindeki etkisi ( $\tan \alpha = E$ ) b) Y' nin UTS ve  $E_{\text{çekme}}$  üzerindeki etkisi ( $\tan \alpha = E_{\text{çekme}}$ ) c) Y' nin  $\nu$  üzerindeki etkisi.

Figure 6. The effects of elastic modulus (Y) on rock strength and deformation properties a) effect of Y on UCS and E ( $\tan \alpha = E$ ) b) effect of Y on UTS and  $E_{\text{tensile}}$  ( $\tan \alpha = E_{\text{tensile}}$ ) c) effect of Y on  $\nu$ .

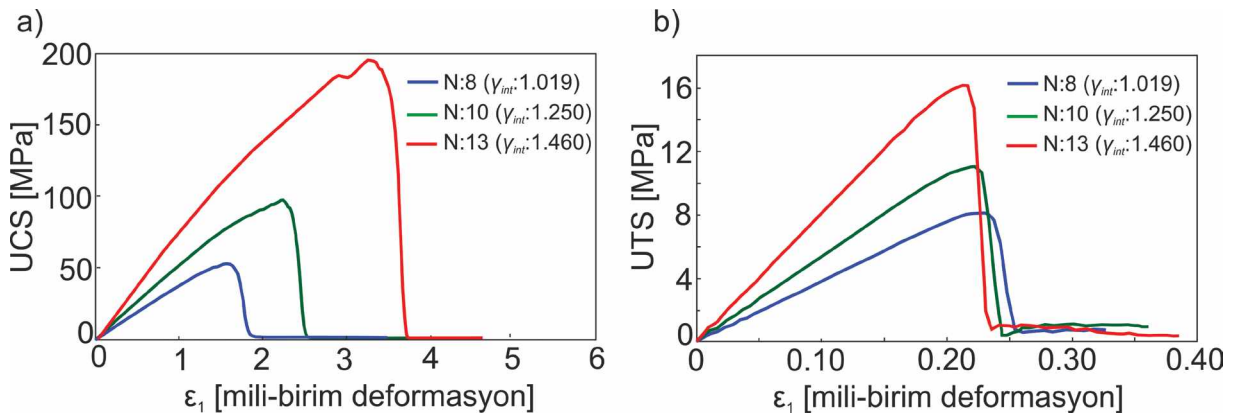
### Koordinasyon Sayısı (N)

Sayısal modeli oluşturan ayrık elemanlar/partiküller birbirleriyle etkileşim halindedir ve etkileşim bir orana ( $\gamma_{int}$ ) tabidir. Her bir partikül başına düşen bağ sayısı (N) bu orana göre belirlenmekte ve bu özellik sayesinde tanelerin birbirleriyle olan kenetlenme derecesi simülasyonlar henüz başlamadan kontrol edilebilmektedir. Söz konusu parametre, klasik bağlı partikül modellerinde (BPM) (Potyondy ve Cundall, 2004) karşılaşılan ve doğru bir şekilde ayarlanamayan (UCS/UTS) oranı için oldukça kolay ve pratik bir yöntem olmuştur. Scholtès ve Donzé (2013) tarafından önerilen bu yöntem, Potyondy (2012) veya Ding ve Zhang (2014) tarafından geliştirilen modifiye edilmiş BPM eşitliklerine bir alternatif olarak kullanılabilir. Aslında kenetlenme derecesi  $\gamma_{int}$ ' in doğrudan bir fonksiyonu olduğundan N veya  $\gamma_{int}$  kayanın mekanik davranışı üzerinde de doğrudan etkilidir. Örneğin  $\gamma_{int}$  1' e yaklaştığında, simüle edilen malzeme zayıf bir kayayı temsile ederken,  $\gamma_{int}$ ' in daha yüksek değerleri için daha sağlam ve rijit bir kaya davranışı sergilenmektedir. Bu nedenle N parametresi malzemenin dayanım

karakteristiklerine göre kalibre edilmelidir. Bu çalışmada Forsmark granitlerinin (UCS/UTS) oranı yaklaşık olarak 12.5' dir. Dolayısıyla etkileşim oranı  $\gamma_{int} = 1.46$  (N = 13) olarak alınmıştır. Eğer (UCS/UTS) oranı daha düşük olsaydı,  $\gamma_{int}$  (veya N) değerinin de azaltılması gerekecekti.

Bir dizi tek eksenli sıkışma ve çekme dayanımı deney simülasyonunda N parametresinin (veya  $\gamma_{int}$ ) farklı değerleri için elde edilen UCS ve UTS sonuçları değerlendirilmiştir (Şekil 7). N değerindeki azalışa göre dayanım oranları dramatik bir şekilde azalmakta (N: 13 için UCS/UTS: 12.4; N: 10 için UCS/UTS: 8.6 ve N: 8 için UCS/UTS: 6.8) ve bu durum giderek daha yumuşak bir kaya türüne geçildiğini göstermektedir. Bu nedenle yumuşak bir kaya için N değeri öncelikle 8' den, sert ve dayanıklı bir kaya için 11-12' den başlatılabilir.

Aşağıda bahsedilen her bir mikro parametrenin (c, t,  $\phi$ , P, Y, N) kayanın makro mekanik özellikleri (UCS, UTS, E,  $E_{çekme}$ ,  $\nu$ ) üzerindeki etkisi ve simülasyon sonuçlarından elde edilen sayısal veriler Çizelge 3' de verilmiştir.



Şekil 7. Koordinasyon sayısının (N) dayanım üzerindeki etkisi a) N'nin UCS üzerindeki etkisi b) N' nin UTS üzerindeki etkisi.

Figure 7. The effect of coordination number (N) on rock strength a) effect of N on UCS b) effect of N on UTS.

Çizelge 3. Mikro parametrelerdeki değişimin makro kaya özellikleri (UCS, UTS, E,  $E_{\text{çekme}}$ ,  $\nu$ ) üzerindeki etkisi.

Table 3. The effect of variations in micro parameters on macro properties of rock (UCS, UTS, E,  $E_{\text{tensile}}$ ,  $\nu$ ).

Mikro-parametreler	UCS (MPa)	UTS (MPa)	E (GPa)	$E_{\text{çekme}}$ (GPa)	$\nu$ (-)
c (MPa)					
13	65	16	75	80	0.13
65	150	16	75	80	0.13
130	199	16	75	80	0.13
195	199	16	75	80	0.13
260	199	16	75	80	0.13
1300	200	16	75	80	0.13
t (MPa)					
10	145	12.5	75	80	0.13
13	199	16	75	80	0.13
15	220	18.5	75	80	0.13
* $\phi$ (°)					
5	199	16	75	80	0.13
10	199	16	75	80	0.13
20	199	16	75	80	0.13
40	210	16	75	80	0.13
P (-)					
0.2	95	14	67	66	0.17
0.4	199	16	75	80	0.13
0.6	275	18.5	90	100	0.09
Y (GPa)					
60	175	16	64.5	71	0.15
70	199	16	75	75	0.13
80	200	16	87	90	0.11
**N (-)					
8	55	8	-	-	-
10	95	11	-	-	-
13	199	16	-	-	-

\* $\phi$  değerindeki artış üç eksenli gerilim koşullarında doruk dayanım üzerinde etkilidir.

\*\*N parametresinin her farklı değeri için sayısal model farklı etkileşim oranına sahip partikül topluluklarından oluştuğundan E,  $E_{\text{çekme}}$  ve  $\nu$  birbiriyle karşılaştırılmaz.



## TARTIŞMA VE SONUÇLAR

Sayısal modelleme yöntemleri mühendislik projelerinin hızlandırılması ve pratik sonuçlar üretmesi bakımından son yıllarda sıklıkla başvurulan bir yöntem olmuştur. Ancak bu yöntemlerin ürettiği verilerin güvenilirliği tartışmaya açık olmamalı ve kurulan modeller gerçek malzemenin mekanik davranışını tam olarak yansıtmalıdır. Özellikle klasik ağ tabanlı sürekli yöntemlerde, sonuçların sınır koşullarından etkilendiği bilinmektedir. Buna karşın bir modelin mekanik özelliklerinin ölçek etkisi, model boyutu/çözünürlüğü gibi fiziksel faktörlerden bağımsız olması gerekmektedir. Söz konusu yaklaşımdan yola çıkarak bu çalışmada ayrık elemanlar yöntemine dayanan sayısal bir modelin kalibrasyonu sırasında dikkat edilmesi gereken noktalar analizlerle açıklanmıştır. Çok sayıda tek ve üç eksenli sıkışma, tek eksenli çekme testi simülasyonunun gerçekleştirildiği çalışmada modelin temsil ettiği kaya türü Forsmark granitleridir. Sayısal analizlerden elde edilen tüm sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

- Ayrık elemanlar yöntemiyle (DEM) oluşturulan bir kaya modelinin bağlı partikül model (BPM) formülasyonuna göre 6 adet mikro parametresi [(kohezyon ( $c$ ), çekme dayanımı ( $t$ ), içsel sürtünme açısı ( $\phi$ ), rijitlik oranı ( $P$ ), elastisite modülü ( $Y$ ) ve partiküller arası bağ sayısı ( $N$ )] bulunmaktadır ve mikro parametreler kayanın makro mekanik özelliklerini [(tek eksenli sıkışma dayanımı (UCS), tek eksenli çekme dayanımı (UTS), Young modülleri ( $E$  ve  $E_{\text{çekme}}$ ), Poisson oranı ( $\nu$ )] doğrudan etkilemektedir.
- $c$  değerinin artması UCS'yi artırırken, UTS ise değişmemektedir.
- $t$  değerinin artması hem UCS hem de UTS'yi arttırmaktadır.

- $\phi$  değerinin tek eksenli gerilme koşullarında kayanın dayanım özellikleri üzerinde belirgin bir etkisi bulunmamıştır. Diğer taraftan üç eksenli sıkışma rejimi altında yanal basıncın artmasıyla doruk dayanım değeri artmış ve böylece kayaya ait Hoek-Brown yenilme zarfının eğimi de artmıştır.
- $P$  değerindeki değişim, kayanın tüm mekanik özellikleri üzerinde etkili olmuştur.  $P$  değeri artarken UCS, UTS,  $E$ ,  $E_{\text{çekme}}$  değerleri de artmaktadır. Buna karşılık  $\nu$  değeri azalmaktadır.
- $Y$ , kayanın deformasyon özellikleri üzerinde etkilidir.  $Y$  artarken,  $E$  ve  $E_{\text{çekme}}$  de artmış ancak  $\nu$  değeri azalışa geçmiştir. Kayanın gerilim-deformasyon eğrisinin lineer elastik kısmında belirgin bir eğim artışı gözlemlenmiştir.
- $N$  değeri kayanın dayanım özelliklerine göre simülasyon öncesinde kalibre edilmektedir. Bu çalışmada sayısal modelin temsil ettiği kaya türü sert ve dayanıklı bir kaya olduğundan,  $N$  değerinin nispeten büyük tutulması gerekmiştir. Çünkü  $N$  değeri doğrudan (UCS/UTS) oranına göre atanmaktadır. Farklı  $N$  değerleri için yapılan deney simülasyonlarında,  $N$  değerindeki azalmayla birlikte dayanım oranı da azalmaktadır.

Model sonuçlarından bir parametrenin, bir kayaya ait birden fazla özellik üzerinde etkisi olabildiği anlaşılmaktadır. Bu durumu göz önünde bulundurarak, kalibrasyon sırasında düzenli bir şekilde diğer parametrelerin atanan değerden nasıl etkilendiği kontrol altında tutulmalıdır. Sayısal modeller doğru bir şekilde kurulduğunda, laboratuvar veya arazide yapılan deneylerde karşılaşılan ve göz ardı edilen ölçek etkisi gibi bir faktörün tamamen dikkate alınabileceği bir analiz platformu sağlayabilir. Bu tür yöntemler temsil

edici şekilde geliştirildiğinde, yalnızca karot ölçüğünde değil, örneğin bir yeraltı operasyonu gibi bölgesel-yapısal ölçekteki kayalarda oluşabilecek deformasyonların kestirilebilmesi açısından oldukça yararlı veriler sunabilmektedir.

## KATKI BELİRTME

Bu çalışma İstanbul Teknik Üniversitesi - Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Biriminin MUA-2019-42012 nolu projesi tarafından desteklenmiştir.

## KAYNAKLAR

- Al-Busaidi, A., Hazzard, J.F., Young, R.P., 2005. Distinct element modeling of hydraulically fractured Lac du Bonnet granite. *Journal of Geophysical Research Atmospheres*, 110 (6), doi: 10.1029/2004JB003297.
- Beniawski, Z.T., 1968. The effect of specimen size on compressive strength of coal. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 5, 325–335.
- Cho, N., Martin, C.D., Segol, D.C., 2007. A clumped particle model for rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 44, 997–1010.
- Cundall, P.A., 1971. A computer model for simulating progressive, large scale movements in blocky rock systems. *Proceedings of the International Symposium on Rock Mechanics*, Nancy, France, 129–136.
- De Borst, R., Sluys, L.J., Mulhaus, H.B., Pamin, J., 1993. Fundamental issues in finite element analyses of localization of deformation, *Engineering Computations*, 10(2), 99–121.
- Deisman, N., Mas Ivars, D., Darcel, C., Chalaturnyk, R.J., 2009. Empirical and numerical approaches for geomechanical characterization of coal seam reservoirs. *International Journal of Coal Geology*, doi:10.1016/j.coal.2009.11.003.
- Dinç, Ö., Scholtès, L., 2018. Discrete analysis of damage and shear banding in argillaceous rocks. *Rock Mechanics Rock Engineering*, 51(5), 1521–1538.
- Dinç Göğüş, Ö., 2020. 3D discrete analysis of damage evolution of hard rock under tension, *Arabian Journal of Geosciences*, <https://doi.org/10.1007/s12517-020-05684-1>, 13, 661.
- Ding, X., Zhang, L., 2014. A new contact model to improve the simulated ratio of unconfined compressive strength to tensile strength in bonded particle models. *International Journal Rock Mechanics Mining Science*, 69, 111–119.
- Duan, K., Kwok, C., 2016. Evolution of stress-induced borehole breakout in inherently anisotropic rock: insights from discrete element modeling. *J Geophys Res Solid Earth*, 121, 2361–2381.
- Duan, K., Kwok, C., Pierce, M., 2015. Discrete element method modeling of inherently anisotropic rocks under uniaxial compression loading. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, <http://doi.org/10.1002/nag.2476>.
- Glamheden, R., Lanaro, F., Karlsson, J., Wrafter, J., Hakami, H., Johansson, M., 2008. Rock mechanics Forsmark Modelling stage 2.3 - Complementary analysis and verification of the rock mechanics model. <https://www.skb.se/publikation/1924849/R-08-66.pdf>, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co, SKB Rapport R-08-66.
- Goodman, R.E., 1989. *Introduction to Rock Mechanics*. John Wiley & Sons, University of California at Berkeley, 562 p.
- Hamdi, J., Souley, M., Scholtès, L., Al Heib, M., Gunzburger, Y., 2017. Assessment of the energy balance of rock masses through discrete element modelling. *Procedia Engineering*, 191, 442 – 450.
- Hazzard, J.F., Young, R.P., Maxwell, S.C., 2000. Micromechanical modeling of cracking and failure in brittle rocks. *Journal of Geophysical Research*, 105(7), 16683–16697.

- Heuze, F., 1980. Scale effects in the determination of rock mass strength and deformability. *Rock Mechanics*, 12, 167–192.
- Jacobsson, L., 2007. Forsmark site investigation Boreholes KFM01A and KFM02B - Micro crack volume measurements and triaxial compression tests on the intact rock. <https://www.skb.se/publikation/1606317/P-07-93.pdf>, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co, SKB P-07-93.
- Lanaro, F., Fredriksson, A., 2005. Rock Mechanics Model – Summary of the primary data - Preliminary site description Forsmark area – version 1.2. <https://www.skb.se/publikation/1107184/R-05-83.pdf>, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co, SKB Rapport R-05-83.
- Lisjak, A., Tatone, B., Mahabadi, O.K., Grasselli, G., Marschall, P., Lanyon, G.W., de la Vaissière, R., Shao, H., Leung, H., Nussbaum, C., 2016. Hybrid Finite-Discrete Element Simulation of the EDZ formation and mechanical sealing process around a microtunnel in opalinus clay. *Rock Mechanics Rock Engineering*, 49, 1849–1873.
- Medhurst, T.P., Brown, E.T., 1998. A study of the mechanical behaviour of coal for pillar design. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 35(8), 1087–1105.
- Moosavi, S., Scholtès, L., Giot, R., 2018. Influence of stress induced microcracks on the tensile fracture behavior of rocks. *Computers and Geotechnics*, 104, 81–95.
- Pardoen, B., Seyed, D.M., Collin, F., 2015. Shear banding modelling in cross-anisotropic rocks. *International Journal of Solids and Structures*, 72, 63–87.
- Plassiard, J.P., Belheine, N., Donzé, F.V., 2009. A spherical discrete element model: calibration procedure and incremental response. *Granular Matter*, doi: 10.1007/s10035-009-0130-x.
- Potyondy, D.O., Cundall, P.A., Lee, C.A., 1996. Modelling rock using bonded assemblies of circular particles. 2nd North American Rock Mechanics Symposium; 1996 Montreal Canada, 1937–1944.
- Potyondy, D.O., Cundall, P.A., 2004. A bonded-particle model for rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, 41(8), 1329–1364.
- Potyondy, D.O., 2012. A flat-jointed bonded-particle material for hard rock. In: Proceedings of the 46th US rock mechanics/geomechanics symposium, American Rock Mechanics Association, Chicago, USA.
- Scholtès, L., Donzé, F.V., 2012. Modelling progressive failure in fractured rock masses using a 3D discrete element method, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 52, 18–30.
- Scholtès, L., Donzé, F.V., 2013. A DEM model for soft and hard rocks: role of grain interlocking on strength. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 61, 352–369.
- Scholtès, L., Donzé, F.V., 2015. A DEM analysis of step-path failure in jointed rock slopes, *Mechanics of granular and polycrystalline solids, Comptes Rendus Mécanique*, 343(2), 155–165.
- Šmilauer, V. et al., 2015. Yade documentation, 2nd edn. The Yade Project. <http://yade-dem.org/doc/>. <http://doi.org/10.5281/zenodo.34073>.
- Wang, Y., Tonon, F., 2009. Modeling Lac du Bonnet granite using a discrete element model. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 46, 1124–1135.



Araştırma Makalesi / Research Article

## Soma-Eynez Fayının Düşen Bloğunda (670-Topuğu) Yeralan Bir Açık Ocak Kömür Madenindeki Gözlenen Devrilme Yenilmelerinin İncelenmesi

### Investigation of Toppling Failures in an Open Pit Coal Mine Located in the Foot Wall of Eynez Fault-Soma (670-Pillar)

Batuhan TERLİ<sup>1</sup> , Enes KALHAN<sup>1</sup> , M. Yalçın KOCA<sup>2\*</sup> 

<sup>1</sup> Dokuz Eylül Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Uygulamalı Jeoloji Anabilim Dalı, 35160, İzmir

<sup>2</sup> Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü, 35160, İzmir

Geliş (Received): 17 Eylül (September) 2020 / Düzeltme (Revised): 09 Şubat (February) 2021 / Kabul (Accepted): 04 Mart (March) 2021

## ÖZ

670 topuğu, Eynez fayının deformasyon zonundan hem düşen, yuvarlanan kaya bloklarını tutmak hem de fay zonu boyunca oluşacak heyelanlara ait malzemelerin kömür üretim sahasına gelmesini engelleyecek jeolojik bir bariyerdir. Soma-Eynez fayının düşen bloğunu oluşturur ve Neojen yaşlı marnlardan oluşur. 670 topuğu şevlerinde gözlenen kaya devrilme yenilmeleri açık ocakta kömür üretimine yönelik kazı çalışmalarının güvenliğini tehdit etmiştir. Söz konusu kütle hareketlerinin sonucunda devrilen, düşen ve yuvarlanan kaya parçalarının farklı şev yüksekliklerinde maksimum yuvarlanma mesafeleri bilgisayar yazılımı kullanılarak belirlenmiştir. Farklı şev yükseklikleri için hesaplanan yuvarlanma mesafeleri dikkate alınarak açık ocak kömür işletmesine ait proje kazı sınırı belirlenmiştir. Bu çalışmada, 670-topuğunda gözlenen devrilme yenilmeleri stereografik projeksiyon ve farklı bilgisayar programları kullanılarak sırasıyla hem kinematik hem de sayısal olarak incelenmiştir. Aynı şev geometrileri için farklı yazılımlardan elde edilen güvenlik faktörleri karşılaştırılmış, devrilme yenilmelerine neden olan çatlak yüzeylerine ait sürtünme açısı ve kohezyon değerlerinin güvenlik faktörü üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Buna ek olarak, devrilmeye neden olan çatlaklar üzerinde tesis edilmiş 20 adet deformasyon ölçüm noktasından elde edilen çatlak açıklığı ilerleme hızlarının zamana bağlı değişimleri incelenmiştir. Açılma hızının en yüksek olduğu alanlarla topuğun şevinde devrilme yenilmesinin gözlemlendiği alanlar ilişkilendirilmiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Devrilme Duraysızlığı, Kaya Şev Stabilitesi, Stereografik Projeksiyon, Çatlak Açıklığı Artış Hızı, Proje Kazı Sınırı

## ABSTRACT

670 pillar is a geological barrier that will trap the rock blocks falling and rolling from the deformation zone of the Eynez fault as well as to prevent the materials belonging to the landslides to be formed along the fault zone from reaching the coal production area. It forms the foot wall of Soma-Eynez fault and consists of Neogene aged marls. The toppling failures observed in the 670-pillar's slopes threatened the safety of excavation works for coal production in the open pit. The maximum runout distances of rock fragments that had toppled, fallen and rolled at different slope heights as a result of the mentioned mass movements were determined using computer softwares. The project excavation limit for the open pit coal mine was determined by considering the runout distances calculated for different slope heights. In this work, toppling failures observed in the 670-pillar's slopes were investigated both

*kinematically and numerically, using stereographic projection and different computer softwares, respectively. Safety factors obtained from different softwares for the same slope geometries were compared and the effect of friction angle ( $\phi$ ) and cohesion ( $c$ ) values of the joint surfaces on safety factor that cause toppling failures were investigated. In addition, the time-dependent changes of joint aperture increase rate obtained from 20-deformation measurement points installed on the cracks causing toppling failures were investigated. The areas where the joint aperture increase rate is highest and the areas where the toppling failure is observed in the pillar's slope were associated.*

**Keywords:** *Toppling Failure, Rock Slope Stability, Stereographic Projection, Joint Aperture Increment Rate, Project Excavation Boundary*

## GİRİŞ

Soma-Eynez açık ocak kömür işletmesinde, 2014 yılında yaklaşık 15 yıl olarak planlanan ve 133.462.856 m<sup>3</sup> dekapaja karşılık 15.347.412 ton linyit kömürü üretim kazısı projelendirilmiştir. Kömür üretimi yapılması planlanan sahanın doğusunda 670 m seviyesinde yeralan düzlük üzerinde (670-topuğu) gerilme çatlakları ve 670-topuğundan itibaren 570 m seviyesine kadar olan topuğa ait basamak şevlerinde de kaya devrilme yenilmesi şeklinde kütle hareketlerinin neden olduğu şev bozulmaları gözlenmiştir (Şekil 1). Bu çalışma üç konu üzerine temellendirilmiştir; i) 670 topuğunun açık ocağa bakan şevinde gözlenen devrilme türü kütle hareketlerinin (block toppling instabilities) farklı yazılımlar kullanılarak incelenmesi ve sonuçlarının mühendislik jeolojisi açısından değerlendirilmesi, ii) Şev stabilitesinin yanısıra analizlerin diğer bir amacı; kohezyon ve sürtünme açısının güvenlik faktörü üzerindeki etkisinin belirlenmesi, farklı kohezyon ( $c$ ) ve sürtünme açısı ( $\phi$ ) değerleri için, şev yüksekliği değişiminin güvenlik faktörü üzerindeki etkilerinin farklı bilgisayar yazılımları kullanılarak incelenmesi, iii) Eynez açık ocak işletmesinde kütle hareketi gözlenen veya potansiyele sahip arazi kesimi için güvenli çalışma alanının sınırlarını belirleyecek olan “proje kazı sınırının” çizilmesidir. Farklı şev yükseklikleri için bilgisayar yazılımı kullanılarak belirlenen maksimum yuvarlanma noktaları,

harita üzerinde birleştirilerek proje kazı sınırı oluşturulmuştur. Bu sınırın batısında kalan sahada, düşen ve yuvarlanan kaya bloklarından etkilenmeden kömür üretimi güvenli şekilde yapılabilecektir. Bu çalışmada, devrilme yenilmesi hem kinematik hem de nümerik olarak incelenmiş ve kütle hareketinin oluşum mekanizması mühendislik jeolojisi açısından değerlendirilmiştir. 670-topuğu (yüzey alanı; 85×103 m<sup>2</sup>), K – G uzanımlı Eynez fayı ile bu faya paralel gelişmiş, topuğu batıdan sınırlayan ikinci bir fay arasında yer almaktadır (Şekil 1). Her iki fay da topuğun kuzeyinden geçen, KDD – GBB uzanımlı üçüncü normal bir fayla kesilmiştir (Şekil 1). Böylece, topuk doğudan, batıdan ve kuzeyden faylarla sınırlanmıştır. İnceleme alanında, doğudan batıya doğru sırasıyla Eynez fayı, yüzeyi düzlük şeklinde olan ve fayın düşen bloğunu teşkil eden 670-topuğu, topuğun batı kenarından ve şev tabanından geçen, Eynez fayına paralel gelişmiş, 130 m aralıklı iki normal fay ve daha sonra ikinci emniyet topuğu olarak bırakılan ikinci düzlük alan ( $\leq 5^\circ$ ) (yer almaktadır (Şekil 1). Eynez fayına paralel uzanmış 130 m aralıklı iki tali fay arasında yer alan yüksek eğimli şevler (sarı renkli alanlar) bu çalışmada incelenen devrilme yenilmelerinin gözlemlendiği alanlardır. İkinci tali faydan, sınırı bu çalışmada belirlenmiş “proje kazı sınırına” kadar olan alan, ikinci emniyet topuğu olarak bırakılması önerilen alandır (yeşil boyalı alanlar). 670 topuğu Eynez fayının, ikinci emniyet topuğu ise, ikinci tali fayın düşen blokları üzerinde



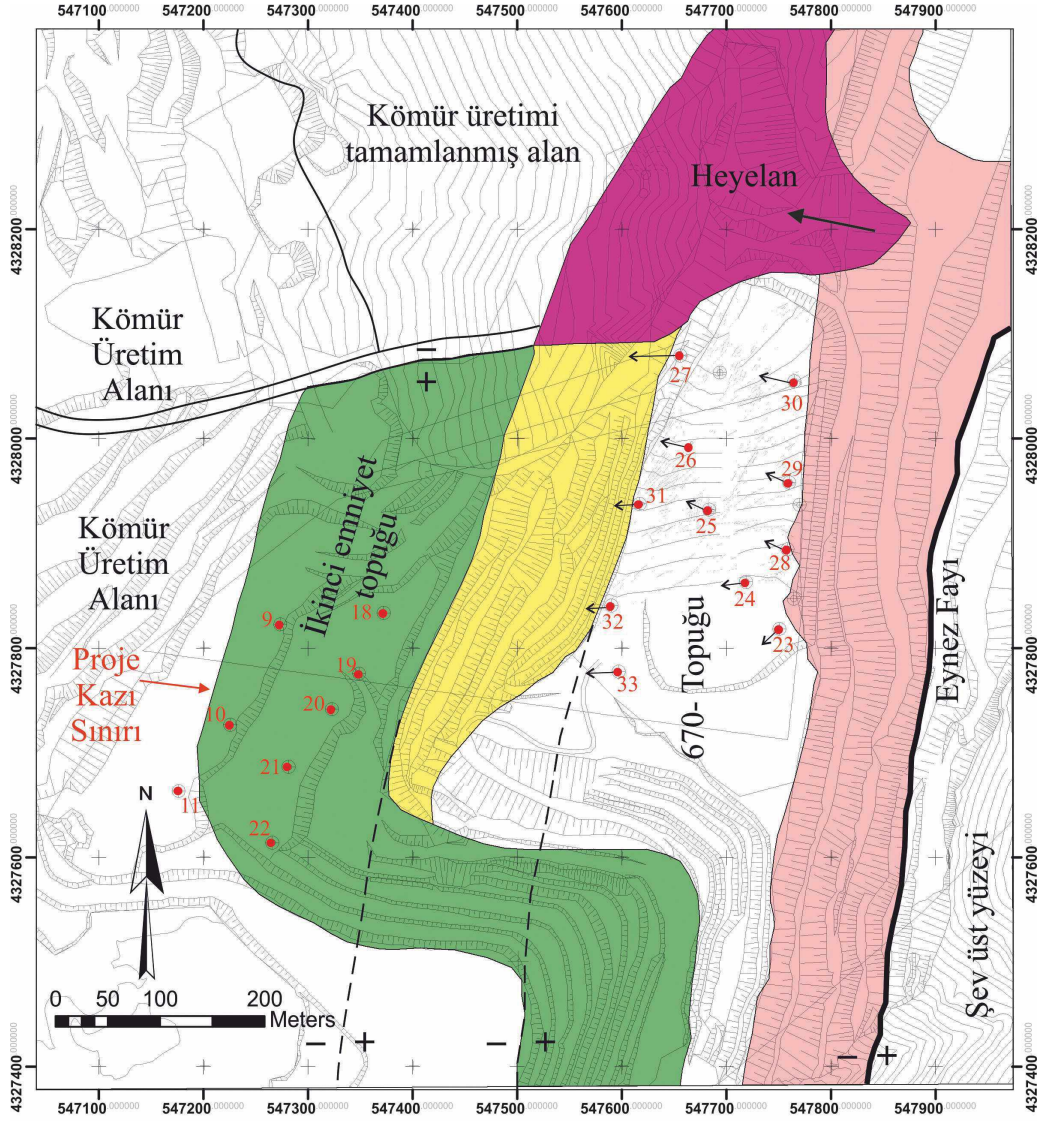
yer almaktadır (Şekil 1). Emniyet topuklarını oluşturan her iki fay da yüksek açılı normal fay özelliğindedir. 670 topuğu, Eynez fayının deformasyon zonundan düşen, devrilen ve yuvarlanan kaya parçalarını tutan birinci emniyet topuğu niteliğindedir (Şekil 1). Birinci ve ikinci emniyet topukları arasında yer alan şevlerde gözlenen kütle hareketlerinin incelenmesinin yanı sıra, söz konusu şevlerden devrilen, düşen ve yuvarlanan kaya bloklarının maksimum yuvarlanma mesafelerinin belirlenmesi de bu çalışmanın araştırma konularındandır.

Bu çalışmada, devrilmeye neden olan çatlak yüzeyleri üzerinde yapılan makaslama deney sonuçlarından elde edilen sürtünme açısı ve kohezyonun çok sınırlı değerleri için ( $\leq 60$  kPa) devrilme analizleri yapılmıştır. Şev stabilitesinin yanı sıra, analizlerin diğer bir amacı; kohezyon ve sürtünme açısının güvenlik faktörü üzerindeki etkisinin belirlenmesine yöneliktir. Buna ek olarak, farklı kohezyon (c) ve sürtünme açısı ( $\phi$ ) değerleri için, şev yükseklikliği değişiminin güvenlik faktörü (FoS ve SRF) üzerindeki etkileri de RocTopple V.2.0 (Rocscience Inc, 2020) ve Phase<sup>2</sup> v.7.0 (Rocscience Inc, 2008) bilgisayar yazılımları kullanılarak incelenmiştir.




Devrilme süreksizlik kontrollü bir kaya yenilme türüdür ve kaya düşmesi kaynak zonlarında gelişir. Hoek (1974)'e göre devrilme yenilmesi, blok tabanıyla ilişkili olan blok ağırlık vektörünün konumuna bağlıdır ve blok ağırlık vektörü blok tabanının dışına düşerse, şevde devrilme yenilmesi potansiyeli doğmaktadır. Yüksek eğimli şevlerde eğim yönü yamaç içine,

eğim açısı dik ve dike yakın, şev yüzeyine paralel doğrultudaki süreksizlikler sıklıkla devrilme yenilmesine neden olur. Süreksizliklerin eğim açısı arttıkça, kaya şevlerinde devrilme tehlikesi de artar (Wyllie, 1989; Bobet, 1999; Koca ve Kıncal, 2004; Wyllie ve Mah, 2004; Brideau ve Stead, 2009). Goodman ve Bray (1976) arazide karşılaşılan değişik devrilme yenilmeleri tanımlamıştır. Bunlar, i) Blok devrilmesi ii) Bükülme devrilmesi (Fleksür devrilmesi), iii) Blok-bükülme devrilmesi (Blok-fleksür devrilmesi) ve iv) Farklı kaya birimlerinin farklı ayrışma derecelerinde olması, farklı jeolojik yapıların varlığına bağlı olarak gelişen ikincil devrilme tipleridir. 670 topuğunun batı şevinde gözlenen devrilme yenilmeleri, birinci gruba girmektedir.

Eynez açık ocak kömür sahasında, blok oluşumuna neden olan çatlaklar üzerine tesis edilmiş 20 adet deformasyon ölçüm noktasında, 8 Eylül 2015 ile 02 Haziran 2016 tarihleri arasında, dört farklı zamanda yapılan ölçümlerden elde edilen çatlak açıklığı artış hızı değerlerinin zamana bağlı değişimleri incelenmiştir. Buna ek olarak, çatlak açıklığındaki hareket miktarı ve yönü belirlenmiş ve de ölçüm noktalarındaki hareket miktarları dikkate alınarak belli aralıklarla konturlanmıştır. Böylece, 670 topuğu üzerinde en çok yer değiştirme hareketinin gözlemlendiği alanlar belirlenmiştir. Kontur yönelimleri/uzanımları ile çatlak takımlarının doğrultu ve eğim yönleri ilişkilendirilmiştir. Çatlak açıklık miktarının ve açılma hızının en yüksek olduğu alanlarla, 670 topuğunun şevinde devrilme yenilmesinin gözlemlendiği alanlar ilişkilendirilmiştir.



#### AÇIKLAMA

- |   |  |   |                |  |                                |
|---|--|---|----------------|--|--------------------------------|
|  | Devrilme yenilmelerinin gözlemlendiği alan |  | Heyelan sahası |  | Eynez fayının deformasyon zonu |
|  | İkinci emniyet topuğu                      |  | 32             | Deformasyon ölçüm yeri   |                                |

Şekil 1. Eynez fayı deformasyon zonu, 670 topuğu, kaya devrilme yenilmesi etki alanı ve kazı emniyetinin sağlanması için kömür üretim faaliyetlerinde bulunulmaması gereken tampon bölge, ikinci emniyet topuğu.

Figure 1. Deformation zone of the Eynez fault, 670-pillar, toppling failure impact area and the buffer zone where the coal production activities should not be carried out to ensure the excavation safety, second safety-pillar.

## YÖNTEMLER

Devrilme yenilmelerinin kinematik incelemesinde stereografik projeksiyon tekniği yaygın olarak kullanılmaktadır (Hoek ve Bray, 1974; Goodman ve Bray, 1976; Matterson, 1988; Norrish ve Wyllie, 1996; Yoon vd., 2002; Kıncal ve Koca, 2009). Bu çalışmada, devrilme yenilmelerinin kinematik incelenmesi veya kaya şevinde devrilme potansiyelinin olup olmadığı Hoek ve Bray (1974) ve Norrish ve Wyllie (1996) tarafından önerilen yöntemler kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Eyz 670-topuğundan 94 adet süreksizlik (tabaka ve çatlak) ölçüsü alınarak süreksizlik takımlarına ait kutup yoğunlaşma noktaları bulunmuştur. Bu noktalara ait büyük dairelerin konumuyla, şev düzleminin büyük dairesinin konumu (52/280) karşılaştırılmıştır. Şeve ait devrilme zarfının (toppling envelope) içine hangi kutup noktasının düştüğü belirlenmiştir. Zarfın içine düşen kutup noktasına ait süreksizlikler kinematik olarak devrilme potansiyeline sahiptir. Devrilme zarfının çizilmesinde, Hoek ve Bray (1974) ve Norrish ve Wyllie (1996) tarafından önerilen yöntemler birbirlerinden farklıdır. Birinci araştırmacıya göre  $\phi$ -açısı, stereografik projeksiyon netinin dışından içine doğru, ikinci araştırmacıya göre ise, şev düzleminin büyük dairesinden itibaren netin dışına doğru alınmaktadır. Bu çalışma kapsamında, 670 topuğu ve şevinde gerçekleştirilen detay süreksizlik ölçümleri (süreksizlik aralığı, devamlılığı gibi) ISRM (2007) tarafından önerildiği üzere hat etüdü (scan-line) yöntemiyle gerçekleştirilmiştir.

Devrilme yenilmesine neden olan çatlak yüzeylerinde gerçekleştirilen makaslama deney sonuçlarından elde edilen rezidüel (kalıcı) sürtünme açısı değeri ( $\phi_r$ ) devrilme zarfının çizilmesinde kullanılmıştır. 670 topuğu Eyz fayının düşen bloğunu oluşturur. Bu nedenle,

kırıklı yapılarıyla marnlar yoğun tektoniğin izlerini taşır. Kinematik olarak devrilme potansiyeline sahip süreksizlikler, yüzey sürtünme açısı ve çatlak yüzeylerine ait direnç parametreleri belirlendikten sonra nümerik analizlere başlanmıştır. RocTopple v.2.0 ve Phase<sup>2</sup> v.7.0 bilgisayar yazılımları devrilme analizlerinde kullanılmıştır. RocTopple v.2.0 kaya şevlerinin devrilme analizlerinde ve destek tasarımında kullanılan ve limit denge ilkesiyle çalışan bir yazılımdır. Program blok devrilmesi ve bükülme devrilmesi olmak üzere iki farklı türdeki analizleri yapabilmektedir. Analizlerde şev geometrisiyle birlikte devrilmeye neden olan süreksizlikler, kaya bloklarını kesen şev dışına eğimli süreksizlikler, süreksizlik aralığı, süreksizlik yüzeylerine ait sürtünme açısı ve kohezyon değerleri dikkate alınmaktadır.

Phase<sup>2</sup> mühendislik uygulamalarında kullanılan 2D sonlu elemanlar (FEM) yazılımıdır. Analizi yapılacak kaya şevinin geometrisi ve şevi oluşturan malzemelerin sınırları ve özellikleri ( $\gamma$ ,  $v$ ,  $E_p$ ,  $c$ ,  $\phi$  vb.) programa tanıtılır. Kayaç kütlesi içerisindeki süreksizlik setleri model içerisine işlenir. Buna ek olarak, yayılı yükler, yeraltı su seviyesi ve deprem durumu gibi parametreler modele eklenebilmektedir. Analizlerin gerçekleştirilmesinde Mohr-Coulomb yenilme ölçütü dikkate alınmıştır. Süreksizliklerle ilgili olarak programa, devrilmeye neden olan çatlak yüzeylerinin ve sağlam kayaya ait pik ve rezidüel direnç parametreleri ( $\sigma_p, c_p, \sigma_p$  ve  $c_p$ ), yamaç dışına eğimli, şevi kesen tabaka yüzeylerinin kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerlerinin yanısıra devrilme yenilmesine neden olan çatlaklara ait rijitlik değerleri de programa girilmektedir. Kayaç kütlesi içerisindeki gerilme dağılımları, yer değiştirmeler ve şevin güvenlik faktörü (SRF) programdan elde edilmektedir.  $k_n$  (normal stiffness) ve  $k_s$  (shear stiffness) ile tanımlanan çatlakların deformabilitesinin (normal ve kesme

rijitliği değerleri), 10 kat kadar farklı olmaması önceki çalışmalarda belirtilmiştir (Bandis vd., 1983; Son vd., 2004; Nassir vd., 2013). Dolgusuz çatlaklarda  $k_s$  değerleri  $> 100$  MPa/m mertebesindedir.  $k_s$ ; makaslama gerilmeleri altında malzemenin deformasyona direncidir ve makaslama gerilmesi – makaslama yer değiştirmesi grafiğinin eğiminden elde olunur ( $k_s = \frac{\text{Makaslama gerilmesi}}{\text{Makaslama yer değiştirmesi}}$ ). Itasca (2000)'de çatlakların kil dolgulu olması durumunda, kesme rijitliği için değerlerin 10 – 100 MPa/m arasında olması önerilmiştir. Bu çalışmada çatlaklara ait rijitlik değerinin hesaplanmasında Barton (1972) tarafından önerilen eşitlikler kullanılmıştır;  $k_n = \frac{E_i \times E_M}{s(E_i - E_M)}$  ve  $k_s = \frac{G_i \times G_M}{s(G_i - G_M)}$

burada  $s$ ; devrilmeye neden olan çatlaklara ait süreksizlik aralığı değeridir.  $E_i$  ve  $E_M$  ise, sırasıyla kaya malzemesi ve kaya kütesine ait elastisite modülü değerleridir.  $G_i$  ve  $G_M$ ; kaya malzemesi ve kütesine ait kayma modülü değerleridir. Burada  $G_i$  değeri,  $\frac{E_i}{2(1+\nu)}$  eşitliği yardımıyla

belirlenir. Normal ve kesme rijitliği değerleri  $M_2$ -marnları için hesaplandıktan sonra Phase<sup>2</sup> yazılımı kullanılarak farklı şev yükseklikleri için gerilme azaltma faktörü (SRF) değerleri hesaplanmıştır.

670 topuğunun batıya bakan şevlerinden devrilen, düşen ve yuvarlanan kaya bloklarının maksimum yuvarlanma noktalarının ve sıçrama yüksekliklerinin belirlenebilmesi için çalışmada RocFall v.4.0 (Rocscience Inc, 2004) bilgisayar yazılımı kullanılmıştır. Kaya bloklarının maksimum yuvarlanma noktaları farklı şev yükseklikleri için (74, 84, 94 ve 110 m) hesaplanmıştır (670-topuğunun şevi boyunca şev yükseklikleri kuzeyden güneye doğru azalarak değişmektedir). Harita üzerine aktarılan maksimum yuvarlanma noktaları birleştirilerek

Eynez kömür sahası için proje kazı sınırı çizilmiştir (Şekil 1). RocFall programı kaya düşmesi riski altında olan yamaçların stabilite değerlendirmesine yardımcı olan 2-boyutlu istatistiksel analiz programıdır. Analizler yapılırken, şev geometrisi, şevi oluşturan kaya malzemelerinin özellikleri dikkate alınır. Oluşturulan şev geometrisinde kaya düşmesi kaynak noktası belirlenerek, düşmesi muhtemel blokların özellikleri, hareketin gerçekleştiği yüzeylere ait sönümlenme katsayıları ve diğer parametreler programa girilmektedir. Oluşturulan model ve programa girilen parametreler yardımıyla düşen kayanın sıçrama yüksekliği, kinetik enerjisi ve maksimum yuvarlanma noktası programdan elde edilmektedir.

670 topuğunun üzerinde 11, ikinci emniyet topuğunun üzerinde de 9 adet olmak üzere toplam 20 deformasyon ölçüm noktasında, farklı zamanlarda çatlak açıklıkları ve hareket yönleri ölçülmüştür. Ölçümlerde Leica marka total station cihazı kullanılmıştır. Çatlak üzerine boyu 100 cm olan bir demir çubuk çakılmış ve bu çubuğun konumsal ölçümü, hareketli olmadığı bilinen sabit bir poligon noktasından farklı zaman aralıklarında gerçekleştirilmiştir. Cihazın hata payı  $\pm 2$  mm olarak tanımlansa da tekrarlı ölçümlerde cihazın kurulması ve personel kaynaklı hataları en aza indirmek için 2 cm'nin altında hareket miktarları değerlendirmeye alınmamıştır. Buna ek olarak, 2 cm'nin üzerinde ve şev hareketi yönünde olmayan hareketler de değerlendirme dışında tutulmuştur.

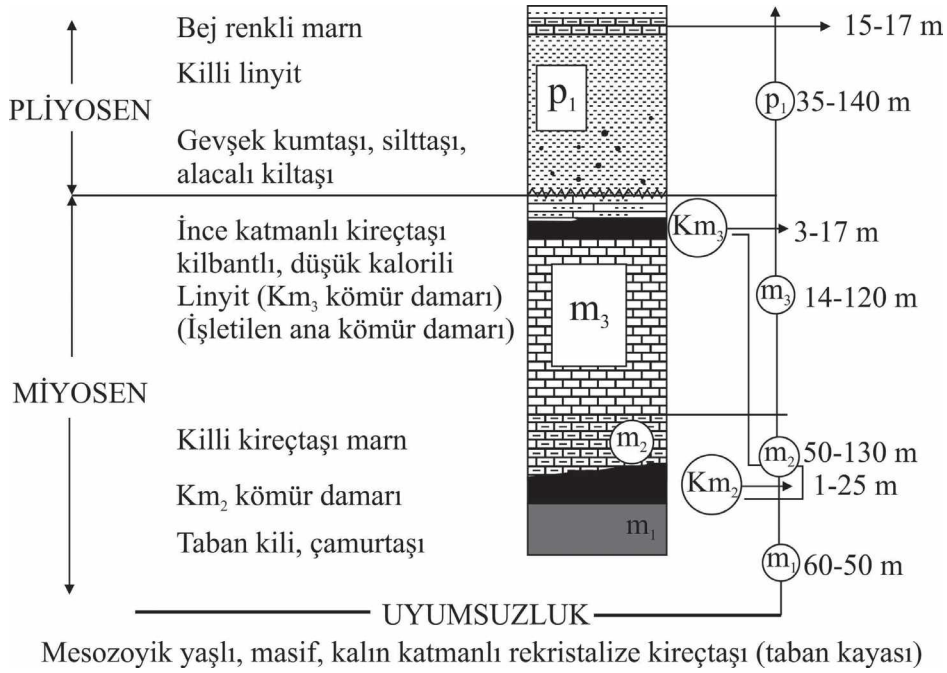
## JEOLOJİ

İnceleme alanında Miyosen ve Pliyosen yaşlı tortul kayaçların yanısıra Kuvaterner yaşlı yamaç molozları ve kömür üretimine yönelik kazılar nedeniyle hareket etmiş heyelan malzemeleri yer alır. Neojen yaşlı tortul istif, Mesozoyik yaşlı,



masif, kalın katmanlı rekrystalize kireçtaşları üzerine uyumsuz olarak gelmektedir (Şekil 2). Stratigrafik kesitte görülebileceği üzere, işletilen ana kömür damarının ( $KM_2$ ) üzerinde orta katmanlı, krem renkli marnlar (örtü kayacı), altında ise “taban kili” olarak adlandırılan ince katmanlı, yeşilimsi gri renkli çamurtaşları yer almaktadır (Şekil 2). Jeolojik birimlerin dokanak ilişkileri ve kalınlıkları stratigrafik kolon kesitte ayrıntılı olarak verilmiştir.

adet tek eksenli sıkışma dayanımı deneyinden ikisinde deformasyon kontrollü olarak deneyler gerçekleştirilmiştir. Deneylerden elde edilen gerilme – deformasyon eğrileri Şekil 3’te verilmiştir. Kaya malzemesine ait elastisite modülü değerleri ( $E_i$ ), 1 ve 2 nolu karot örnekleri için grafiklerden 11.1 ve 10.0 GPa olarak hesaplanmıştır. Kaya malzemeleri için tipik gerilme-deformasyon eğrileri dikkate alındığında, marnların elastik-plastik bir



Şekil 2. İnceleme alanının stratigrafik kolon kesiti.

Figure 2. Stratigraphic columnar section of the study area.

## MÜHENDİSLİK JEOLJİSİ

### Laboratuvar Deneyleri

Marnlara ait kaya bloklarından elde edilen karot örnekleri ( $n = 9$ ) üzerinde kayacın bazı fiziksel ve mekanik özelliklerini belirlemek üzere laboratuvar deneyleri yapılmıştır (Çizelge 1). Deneyler ISRM (2007) tarafından önerilen yöntemler dikkate alınarak yapılmıştır. Dokuz

malzeme davranışı gösterdiği anlaşılır. IAEG (Anon, 1979a)’a göre  $M_2$  marnları “yüksek deformabiliteye” sahip kayaçlar  $[(5-15) \times 10^3 \text{ MPa}]$  sınıfına girmektedir. Tek eksenli sıkışma dayanımı, ve sağlam kayanın elastisite modülü,  $E_i$  değerleri dikkate alındığında, Deere ve Miller (1966)’a göre  $M_2$  – marnları “düşük dirençli, orta modül oranına” sahip kayaçlardır.



Terli, Kalhan, Koca

Çizelge 1. Marnların bazı fiziksel ve mekanik özellikleri.

Table 1. Some physical and mechanical properties of the marls.

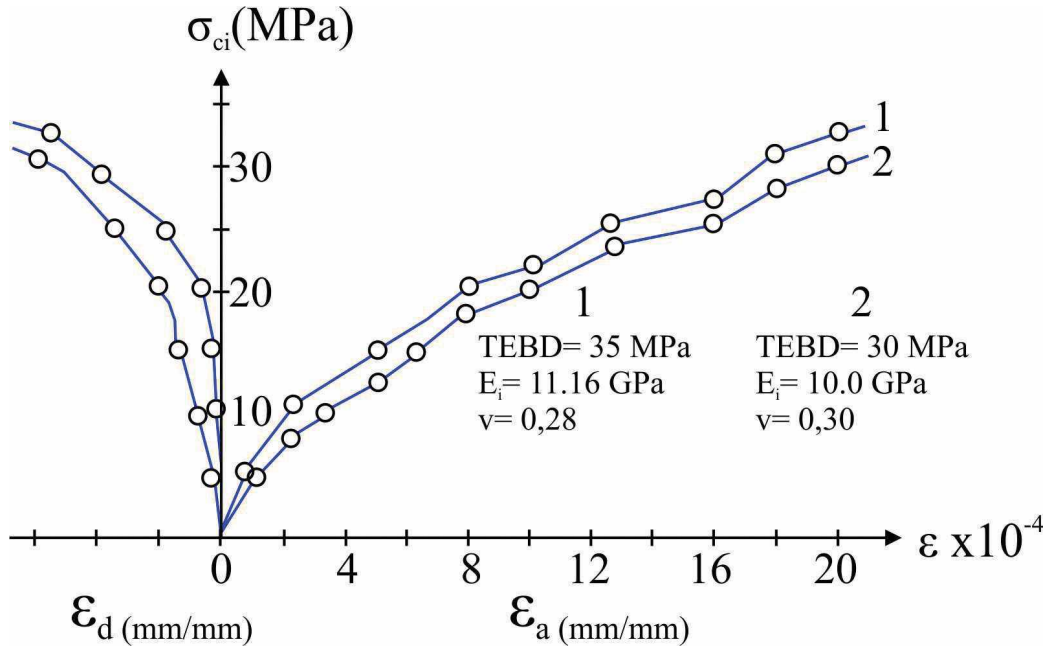
Deneyler	Deney sonuçları	Ekipman özellikleri
Doğal birim ağırlık ( $t/m^3$ ), $n = 9$	$2.30 \pm 0.035$	-
Görünür porozite (%n), $n = 9$	$5.50 \pm 0.261$	-
Tek eksenli sıkışma dayanımı ( $kgf/cm^2$ ), $n = 9$	$307.0 \pm 51.2$	ELE ADD 2000, Y.H: 2 kN/sn, D.H: $10^{-3}sn^{-1}$
Nokta yük dayanım indeksi ( $kgf/cm^2$ ), $n = 8$	$30.4 \pm 5.26$	Y.H: 200N/sn, ISRM (2007)
İndirek çekme dayanımı ( $kgf/cm^2$ ), $n = 10$	$21.1 \pm 2.47$	-
Kayada direk makaslama direnci tayini, $n = 12$	$\tau_p = 0.26 + \sigma 0.90$ ve $\tau_r = 0.50 + \sigma 0.65$	ELE, code: 771040/10-11, mak. örnek büyüklüğü: 115125 mm, mak. karot örneği çapı: 102 mm, 10 mm/100 kg. ISRM (2007)
Kil dolgulu marn tabaka yüzeyleri için makaslama direnci tayini, $n: 6$	$\tau = 0.016 + \sigma 0.445$ $\phi = 24^\circ, c = 16 \text{ kPa}$	Wykham Farrance, Deformasyon kontrollü zemin makaslama cihazı, 5kN/60mm, örnek: 66 $cm^2$ , Standart: TS 1900-2

Açıklama: n: Deney sayısı, Y.H: Yükleme hızı, D.H: Uygulanan deformasyon hızı

Blok boyutu ve yüzey koşulları gibi süresizlik özelliklerinin kaya kütlesi dayanımındaki azaltıcı etkisini dikkate alarak Marinos ve Hoek (2001) tarafından oluşturulan tablolarından  $M_2$  – marnlarının jeolojik dayanım indeksi (GSI) 52 olarak belirlenmiştir.  $E_i = 10^4$  MPa (Şekil 3) ve GSI = 52 için  $M_2$  – marnlarının kayaç kütlesine ait elastisite modülü değeri Hoek ve Diederichs (2006) tarafından önerilen eşitliğe göre;  $E_M = 1219.60$  MPa'dır. Bu değerlendirmede patlatma etki faktörü  $D = 0.7$  olarak dikkate alınmıştır. Bu veriler ışığında, devrilmeye neden olan çatlaklara ait rijitlik değeri,  $k_n = 1410$  MPa/m olarak hesaplanmıştır.  $G_i = \frac{E_i}{2(1+\nu)}$  eşitliğinden  $G_i = 3846.15$  MPa ve  $G_M = 469.08$  MPa olarak elde edilir. Sağlam kaya ve kaya kütlesine ait kayma modülü (shear modulus) değerleri kullanılarak kesme rijitliği değeri  $k_s = 542.4$  MPa/m olarak hesaplanmıştır. Bu durumda,  $(k_n/k_s)$  oranı 2.6 olarak elde edilmiştir. SRF

değerlerinin hesaplanmasında, normal ve kesme rijitliği değerleri olarak bilgisayar programına (Phase<sup>2</sup>) yukarıda hesaplanan değerler girilmiştir.

Marn tabaka yüzeyleri, sağlam kaya ve çatlak yüzeylerinin makaslama direnci parametrelerini belirlemek üzere toplam 18 adet deney yapılmıştır (Çizelge 1). 18 deneyden 6'sı laboratuvarında marnların tabaka yüzeylerinin kesme dirençlerini belirlemek üzere yapılmıştır. Bu deneylerde seçilen tabaka yüzeyleri, ince kil dolgulu yüzeylerden oluşmaktadır. Dike yakın ve devamlılığı yüksek çatlaklardan sızan suların etkisiyle, marn tabaka yüzeylerinin arazide nemli oldukları görülmüştür. Nemli, kil dolgulu, düz tabaka yüzeylerinin varlığı deneylerde dikkate alınmış ve düşük normal gerilme düzeylerinde bu yüzeyler boyunca yenilmeler gerçekleştirilmiştir (Şekil 4). Deneyler deformasyon kontrollü zemin makaslama cihazında yapılmıştır. Marn tabaka yüzeylerinin yenilme zarfları Şekil 6'da çizilmiştir.

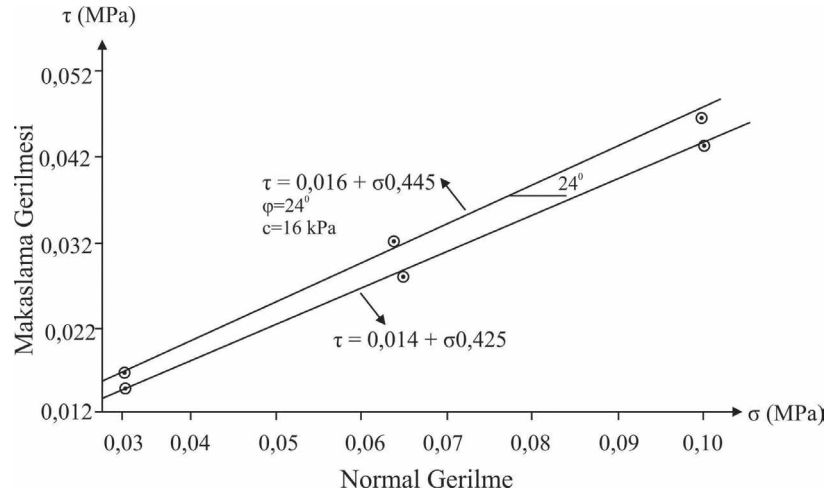


Şekil 3.  $M_2$ -marn karot örnekleri üzerinde yapılan deformasyon kontrollü tek eksenli sıkışma dayanımı deneylerinden elde edilen gerilme – deformasyon eğrileri ( $\epsilon_a$  ve  $\epsilon_d$ : Eksenel ve çapsal deformasyonlar).

Figure 3. The stress-strain curves obtained from the strain controlled uniaxial compressive strength tests (UCS) conducted on the core samples of the  $M_2$ -marn ( $\epsilon_a$  and  $\epsilon_d$ : Axial and diametral strains).

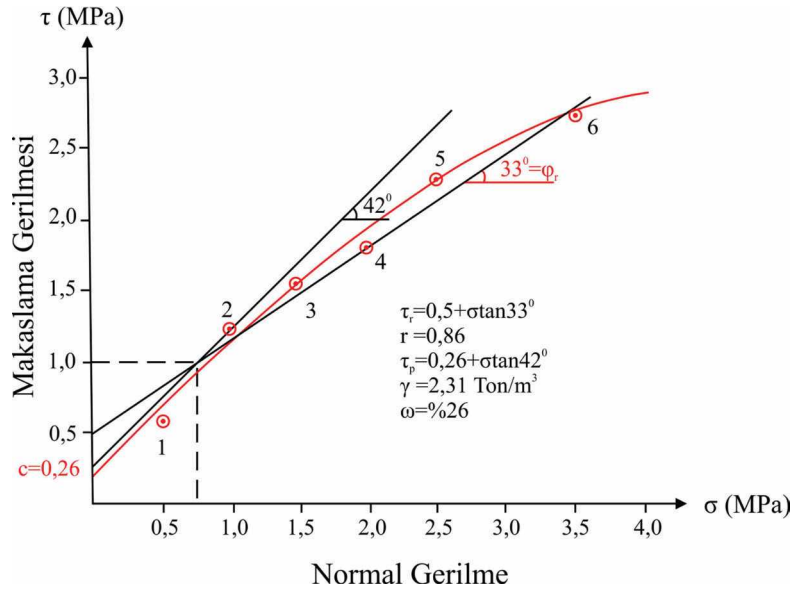
Elde edilen yenilme zarflarının eşitlikleri  $\tau = 0.016 + \sigma 0.445$  ve  $\tau = 0.014 + \sigma 0.425$  olarak belirlenmiştir. Bu eşitliklere göre içsel sürtünme açısı  $23^\circ$ - $24^\circ$ , kohezyon ise 14-16 kPa arasında değerler almaktadır. Marn sağlam kaya örnekleri ve çatlak yüzeylerine ait pik ve rezidüel yenilme zarflarımarn tabaka yüzeylerinden farklı olarak kayada doğrudanmakaslama deney aletinde gerçekleştirilen kesme deneyleriyle belirlenmiştir. Deney sonuçlarına göre, elde edilen pik ve rezidüel yenilme zarfları Şekil 5 ve 6'da ayrı ayrı sunulmuştur. Hem süreksizlik yüzeylerine hem de sağlam kayaca ait direnç parametreleri ( $c$  ve  $\phi$ ) Phase<sup>2</sup> bilgisayar programında gerçekleştirilen devrilme analizlerinde kullanılmıştır. Marn sağlam kaya örneklerine ait doğrudan makaslama

deney sonuçlarından elde edilen pik ve rezidüel yenilme zarfları sırasıyla;  $\tau_p = 0.26 + \sigma 0.90$  ve  $\tau_r = 0.50 + \sigma 0.65$  olarak elde edilmiştir (Şekil 5). RocTopple programında sadece devrilmeye neden olan çatlak yüzeylerine ait pik ve rezidüel değerler kullanılmıştır. Çatlak yüzeylerine ait pik ve rezidüel yenilme zarfları sırasıyla  $\tau_p = 0.08 + \sigma 0.79$  ve  $\tau_r = 0.15 + \sigma 0.58$  olarak elde edilmiştir (Şekil 6). Rezidüel yenilme zarfının eşitliği dikkate alındığında, kohezyon değerinin 15 kPa ve içsel sürtünme açısının ise  $30^\circ$  olduğu anlaşılır.  $\phi_r = 30^\circ$  değeri, devrilmeye neden olan çatlak yüzeylerinin sürtünme açısı olarak dikkate alınmış ve stereografik projeksiyon analizlerinde kullanılmıştır.



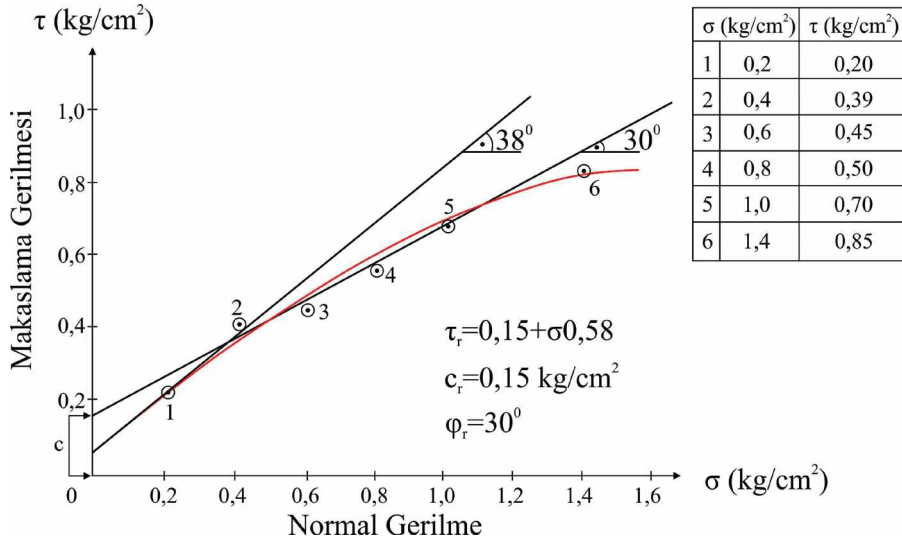
Şekil 4. İnce kil dolgulu (1-4 mm) marn tabaka yüzeylerine ait makaslama deney sonuçlarından elde edilen yenilme zarfları.

Figure 4. Failure envelopes obtained from the shear tests for the marl layer surfaces with thin clay fill (1 – 4 mm).



Şekil 5. Marn sağlam kaya örneklerine ait direkt makaslama deney sonuçları.

Figure 5. Direct shear test results of the intact rock samples taken from the marl unit.



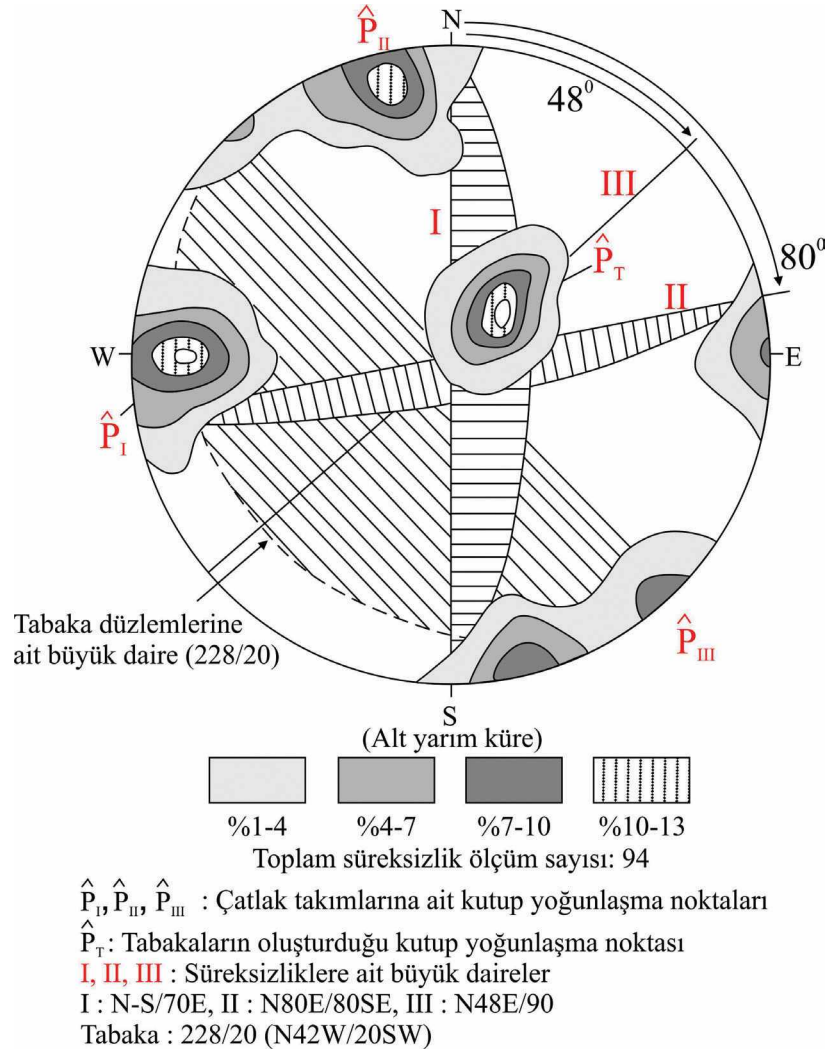
Şekil 6. Çatlak yüzeylerinin pik ve rezidüel yenilme zarfları.

Figure 6. Peak and residual failure envelopes for the joint surfaces.

### 670 Topuğunda Gözlenen Blok Devrilme Yenilmesi ve Kinematığı

Yaklaşık birbirine dik gelişmiş ( $78^\circ$ ) çatlaklardan ve 670 topuğuna ait şevi kesen marn tabakalarından 94 adet süreksizlik ölçüsü alınmış ve süreksizlik takımlarına ait kutup yoğunlaşma noktalarının ( $\bar{P}_I$ ,  $\bar{P}_{II}$ ,  $\bar{P}_{III}$  ve  $\bar{P}_T$ ) belirlenmesi için bir kontur diyagramı hazırlanmıştır (Şekil 7). Kutup yoğunlaşma noktalarına ait büyük dairelerin konumları aşağıdaki gibidir; I-nolu süreksizlik seti; 70/90, II-nolu süreksizlik seti; 80/170, III-nolu süreksizlik seti; 90/138. Tabaka düzlemleri; 20/228. 670 topuğuna ait şevde kaya devrilmesi ve blok oluşumunu yansıtan stereogramlar Şekil 8a ve 8b'de sunulmuştur. Şev düzleminin ve 70/90 konumlu I-nolu süreksizlik setinin eğim yönlerinin birbirinin aksi istikametinde ve doğrultuları arasındaki açı farkının  $10^\circ$  olduğu Şekil 8a'da verilen stereogramdan görülmektedir. I-nolu süreksizlik takımını oluşturan süreksizliklerin eğim yönleri

şev içine doğrudur ve devrilme türü duraysızlığı oluşturan da bu çatlaklardır (Şekil 8a ve b). Diğer taraftan, II-nolu süreksizlik takımını oluşturan ve yüksek devamlılığa sahip ( $15.3 \pm 2.68 \text{ m}$ ,  $n=10$ , maksimum: 20 m ve minimum: 11 m) çatlaklar şevi yaklaşık dikine kesmektedir (Şekil 9a. I-nolu çatlakların eğim yönleri şev tabanına doğrudur. Eyzek fayının doğrultusuna dik alınmış bir kesitte, marn tabakalarının yanısıra I ve II-nolu çatlak takımlarının konumları da gösterilmiştir (Şekil 10). I ve II nolu çatlak takımları basamaklarda "prizmatik bloklu bir yapının" gelişmesine neden olmuştur (Şekil 10). İki çatlak takımı bloğun birbirine dik yan yüzeylerini oluştururken, bloğun tabanını yamaç dışına eğimli marn tabaka düzlemleri oluşturmaktadır. Şevi kesmelerine rağmen tabakalar düzlemsel kayma potansiyeli oluşturmazlar ( $\bar{P}_{\text{ŞEV}} - \bar{P}_{\text{TAB}} = 42^\circ$ ,  $\alpha_{\text{şev}} > \alpha_{\text{tab}} < \phi$ ), (Şekil 8a ve 8b). Blok devrilmesi, şev dışına eğimli tabakalar üzerinde gerçekleşmektedir.



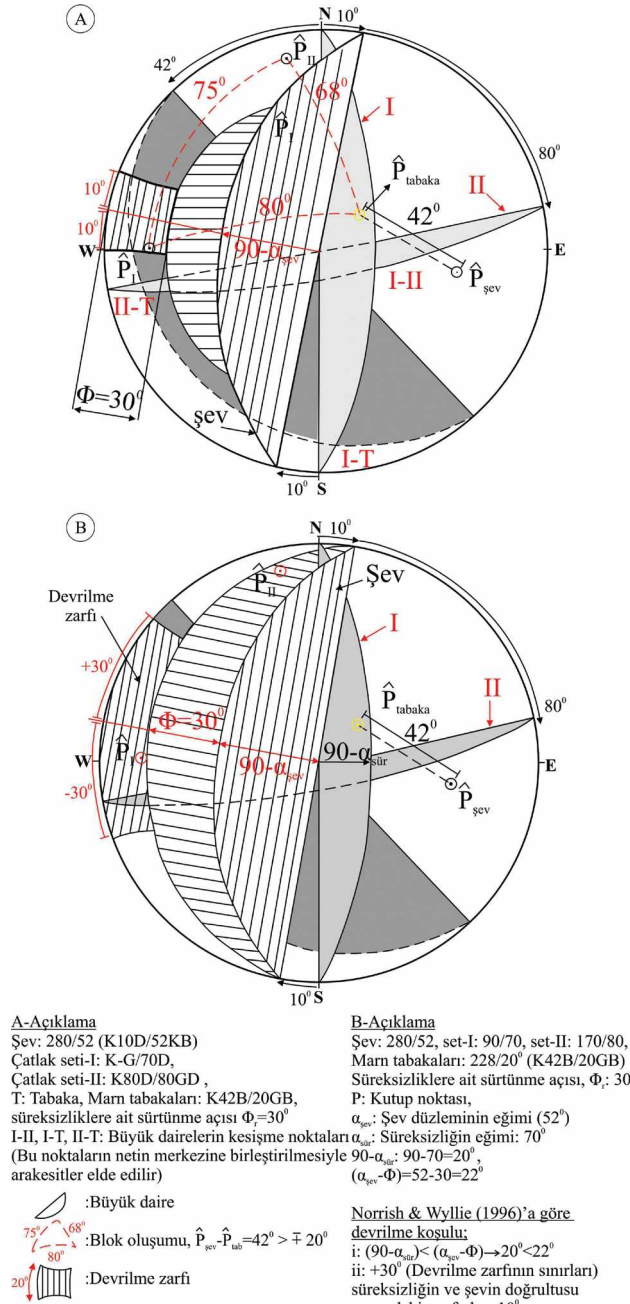
Şekil 7. 670 topuğundan alınan süreksizlik ölçülerine ait kontur diyagramı ve süreksizlik setlerine ait büyük daireler.

Figure 7. Contour diagram of the discontinuity measurements taken from 670 pillar and great circles of the discontinuity sets.

670 topuğunda, I-nolu çatlak takımına ait süreksizliklerin kutup noktaları devrilme zarfının içine düşmüştür (Şekil 8a ve 8b). I-nolu çatlak takımına ait süreksizliklerin doğrultuları ile şev düzleminin doğrultusu arasındaki açı stereonet üzerinde  $10^\circ$  olarak belirlenmiştir. Blok oluşumu gerçekleşmiş ve/veya en az iki süreksizlik takımının geliştiği şevlerde (Bu durumda kayaç kütleli bloklu bir yapı kazanır)

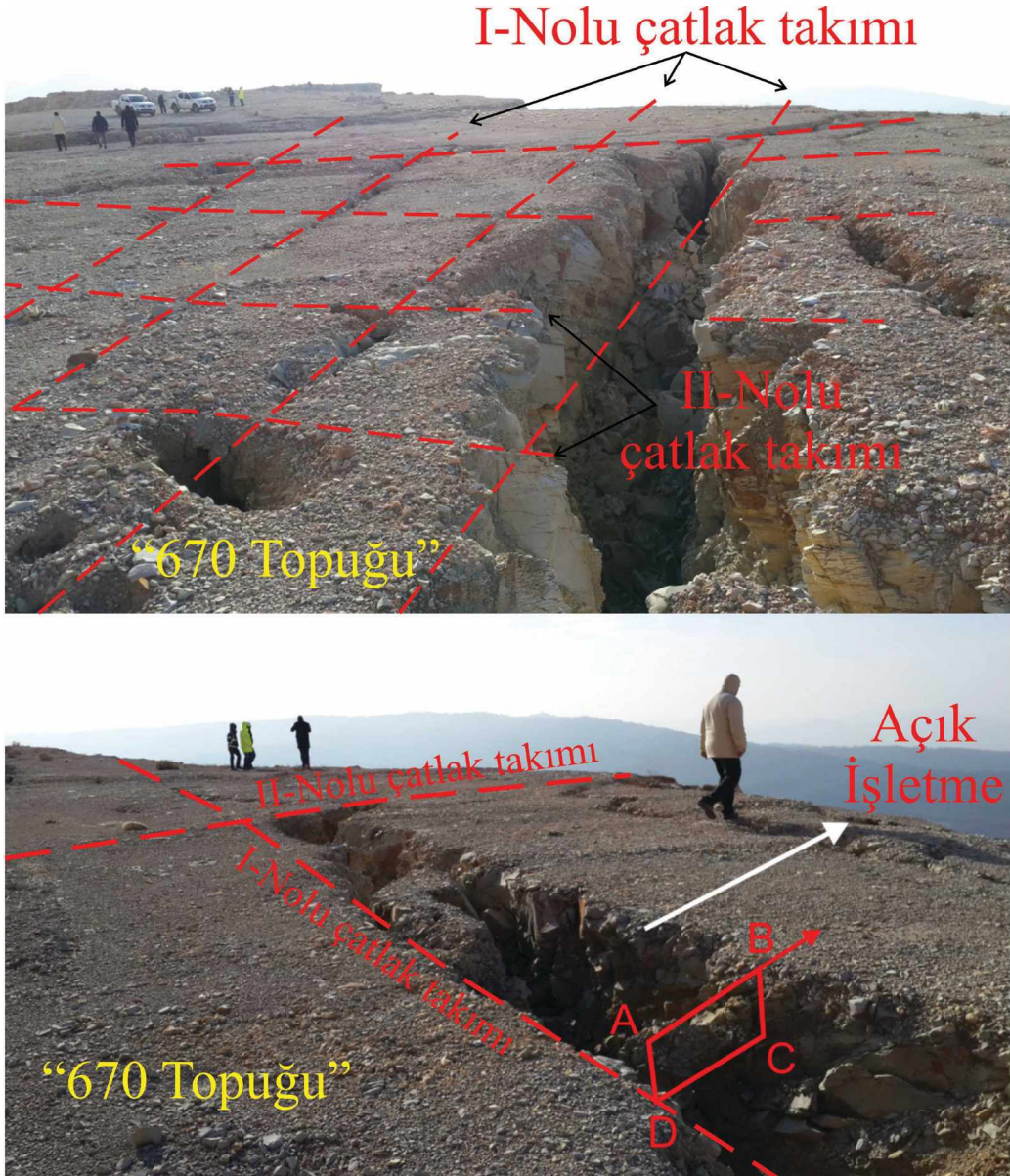
yukarıda belirlenen koşullar da gerçekleşmiş ise, kinematik olarak devrilme potansiyelinin şevde var olduğu anlaşılır. Eynez fayının düşen bloğunu oluşturan 670 topuğunda, söz konusu parametrelerin tümü mevcut olup, açık işletmede kömür üretimine yönelik örtü kazalarıyla birlikte 23 Mart 2016'dan itibaren kaya devrilmeleri şeklinde gelişen kütle hareketleri de gözlenmeye başlamıştır.





Şekil 8 a) 670-topuğuna ait şevde kaya devrilmesi ve blok oluşumunu yansıtan stereogram (Hoek ve Brown, 1974'e göre) b) 670- topuğuna ait şevde kaya devrilme yenilmesi potansiyelinin varlığına işaret eden stereogram (Norrish ve Wyllie, 1996'a göre).

Figure 8. a) Stereogram reflecting the toppling failure and block – formation (according to the method suggested by Hoek and Brown 1974), b) Stereogram indicating the existing of potential toppling failure on the slope of 670 pillar (according to the method suggested by Norrish and Wyllie, 1996).



Şekil 9. a) Marlarda çatlak takımlarının 670 topuğunun yüzeyinde oluşturduğu “bloklı yapı”, b) 670-topuğunun batı ucundaki şevde gözlenen, devrilme öncesinde gelişen blok kalkması ( $\overline{AB}$ : 70 cm,  $\overline{BC}$ : 25 cm).

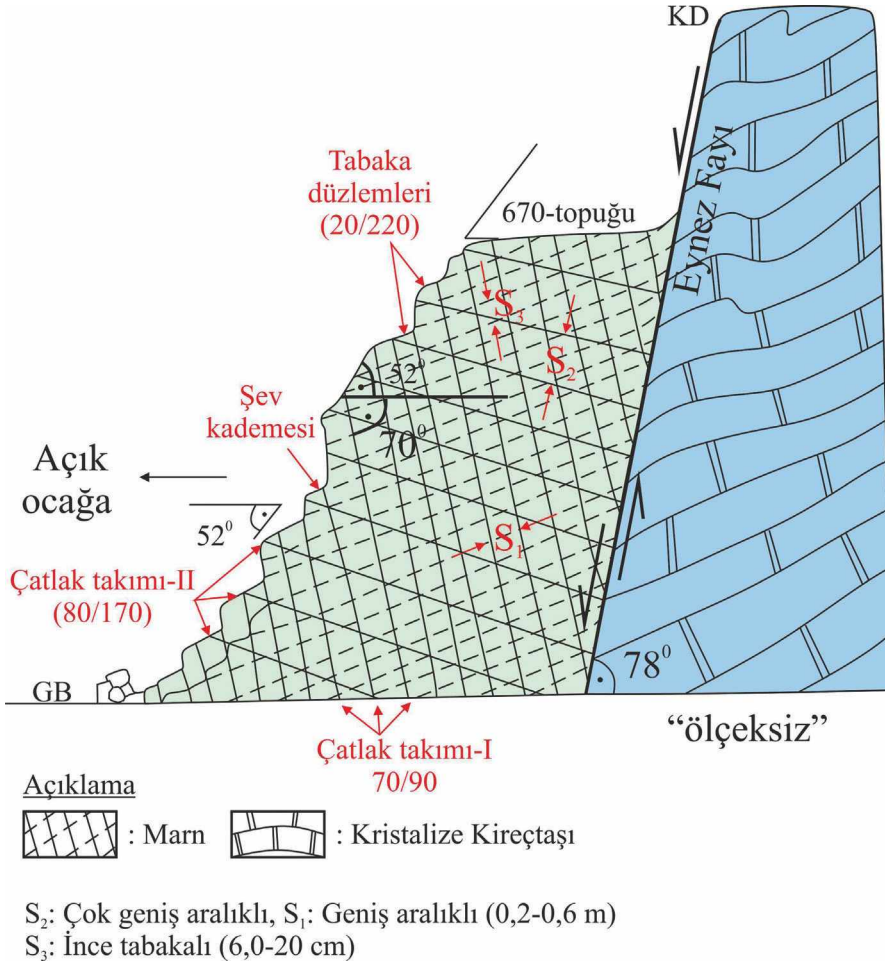
Figure 9. a) Blocky-structure formed by the joint sets in the marls on the surface of 670 pillar, b) Block uplift before the toppling failure, observed on the slope at the west end of 670 pillar ( $\overline{AB}$ : 70 cm,  $\overline{BC}$ : 25 cm).

Blok devrilme duraysızlığı oluşan 670-topuğuna ait şevlerde  $I \alpha_{\text{şev}} - \alpha_{\text{sür}} I \leq 10^\circ$  durumu vardır. Norrish ve Wyllie (1996)'a göre devrilme koşulu; i)  $(90 - \alpha_{\text{sür}}) \leq (\alpha_{\text{şev}} - \phi)$ , ii)

Süreksizliğin ve şevin doğrultuları arasındaki açı farkı en fazla  $30^\circ$  olmalıdır ( $\pm 30^\circ$ ). Bu koşulları dikkate alan stereogram Şekil 8b' de sunulmuştur. Bu kinematik analiz yöntemine göre de şevde

devrilme potansiyeli vardır. Devrilme öncesinde kaya bloğu, I-nolu çatlak takımına ait süreksizlik boyunca açılmakta ve çatlaktan itibaren şev dışına doğru (öne doğru) hafifçe yükselerek Şekil 9b’de gösterilen ok yönünde açık işletmeye doğru (batıya doğru) hareket etmektedir.

kaymadan, hafifçe öne doğru kalkmakta (uplift) ve daha sonra devrilmektedir (Şekil 9b). Şevde mevcut çatlaklarda bir bükülme oluşmadan doğrudan blok devrilmektedir. Şev ucunda,  $\bar{P}_1$  kutup noktasını oluşturan, dik ve dike yakın eğim değerindeki çatlaklar (Set – I), şevde



S<sub>2</sub>: Çok geniş aralıklı (0.72 – 2.0 m), S<sub>1</sub>: Çokgeniş aralıklı (0.53–1.34 m), S<sub>3</sub>: Tabaka kalınlığı, ince katmanlı (6.0 – 20 cm).

Şekil 10. Eynez fayının doğrultusuna dik konumda yapılandırılmış jeolojik kesit.

Figure 10. Geological cross-section constructed in vertical position to the strike of the Eynez fault.

Devrilme yenilmesi sırasında, blokların tabanında ve kenarlarında sürtünme kuvvetleri oluşur (Wyllie ve Mah, 2004). Devrilmesi muhtemel kaya bloğu, tabaka düzlemi üzerinde

devrilme hareketini destekleyen çekme (açılma) çatlakları olarak da çalışmaktadır (Şekil 9 ve 10). Yüzeğe yaklaştıkça jeolojik yük azalması nedeniyle gelişen gevşeme, çatlak açıklıklarını



artırmaktadır. Bu nedenle, dışa doğru (açık ocağa doğru) çekme gerilmeleri de derinlere göre daha yüksek değerler almaktadır. Çekme nedeniyle bu çatlaklar boyunca açılmalar meydana gelmekte ve zamanla çatlak açıklıkları büyümektedir ( $d > 50$  cm). Devrilmenin oluşabilmesi için blok tabanında ve kenarlarında (yüz-yüze temas noktalarında) makaslama yer değiştirmeleri meydana gelmektedir. Buna ek olarak, kaya bloklarının ve bunlara etki eden kuvvetlerin birlikte incelenmesiyle, süreksizlikler arasında kayma yer değiştirmelerinin oluşabilmesi için Duncan ve Mah (2004) tarafından önerilen eşitliklerin sağlanması gerekmektedir. ( $\alpha_{sür} > (90 - \alpha_{şev}) + \phi$  veya  $(\alpha_{sür} - \phi) > (90 - \alpha_{şev})$  olmalıdır).

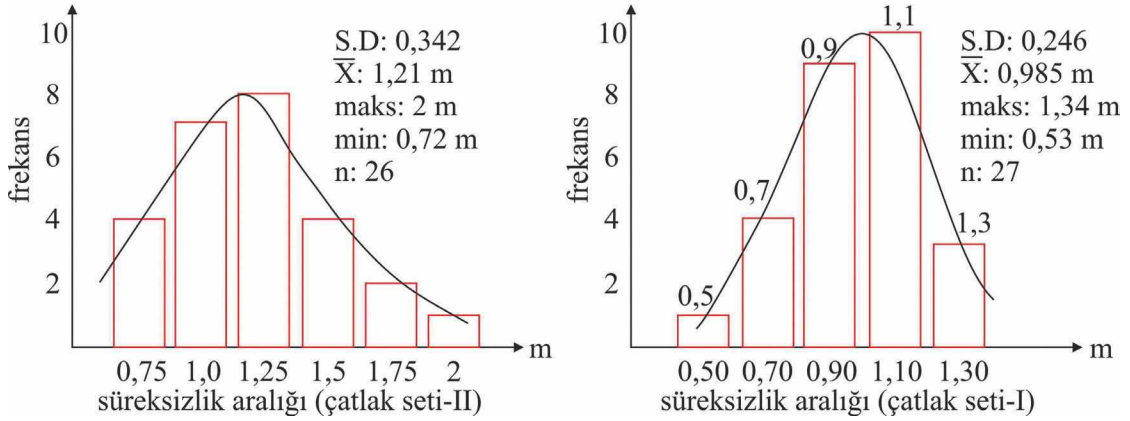
Norrish ve Wyllie (1996)'a göre devrilme koşulu ise;  $(90 - \alpha_{süreksiz}) \leq (\alpha_{şev} - \phi)$  olmalıdır. Goodman ve Bray (1976)'a göre; devrilme yenilmesinin oluşabilmesi için aşağıda verilen eşitliklerin (Eşitlik 1 ve 2'nin) sağlanması gereklidir.

$$(h/a) > \cot(90 - \alpha_{sür}) \quad (1)$$

$$\alpha_{şev} \geq \phi + (90 - \alpha_{süreksiz}) \quad (2)$$

Eşitlik 1 blokta rotasyonu, Eşitlik 2 ise, süreksizlikler arası kayma potansiyelini belirler. 670 topuğunda her iki eşitlik de sağlanmaktadır. Burada,  $\phi$ ; devrilmeye neden olan süreksizlik düzlemleri arasındaki rezidüel sürtünme açısıdır ve makaslama deneylerinden elde edilmiştir ( $\phi_r = 30^\circ$ ).  $h/a$  ise blok boyutlarıdır. Devrilmeye neden olan birinci takım süreksizliklere ait eğim açısı değeri Şekil 7'de  $\bar{P}_1$  kutup yoğunlaşma noktası dikkate alınarak  $70^\circ$  olarak belirlenmiştir. Şev düzleminin eğim açısı  $52^\circ$  (overall slope angle) olarak ölçülmüştür. Veriler ışığında;  $70^\circ > (90 - 52) + \phi$ ;  $70^\circ > 38^\circ + 30^\circ$ ;  $70^\circ > 68^\circ$  veya  $70^\circ$

$- 30^\circ > (90^\circ - 52^\circ)$ ,  $40^\circ > 38^\circ$  olması nedeniyle 670 topuğunda blok devrilme duraysızlığı meydana gelmiştir. Blok devrilmesi türünde duraysızlığın bir şevde yeralan kaya bloğunda meydana gelebilme potansiyeli, blok boyutları dikkate alınarak da incelenmelidir. Blok boyutlarını belirleyen parametre süreksizlik aralığı değerleridir. Bu nedenle, çalışmanın başlangıcında I ve II. takım çatlaklara ait süreksizlik aralığı değerleri araştırılmış ve ölçümlerin sonuçları grafik olarak Şekil 11'de sunulmuştur. Elde edilen grafiklerde çatlak takımları-I ve II'ye ait ortalama süreksizlik aralığı değerleri sırasıyla  $0.985 \pm 0.246$  m ve  $1.21 \pm 0.342$  m olarak belirlenmiştir (Şekil 11). Anon (1977) 'e göre, takım-I ve II'ye ait süreksizlikler "çok geniş aralıklı" olarak sınıflandırılmıştır. Marn tabakaları üzerinde bir kaya bloğunun kaymadan devrilebilmesi için, marn tabakalarının eğimlerinin  $< \phi$  ve de  $(\frac{a}{h})$  blok boyutu oranının  $< \tan \alpha_{marn}$  olması gerekir. Marn tabakalarının kalınlıkları 7 ile 20 cm arasında değişmektedir ( $\bar{x} = 14.2 \pm 4.13$  cm).  $\alpha_{marn} = 20^\circ$ ,  $\phi_{tabaka} = 24^\circ$ , blok yüksekliklerini I'ci takım çatlaklara ait süreksizlik aralığı değeri, blok genişliğini ise tabaka kalınlıkları oluşturmaktadır. Böylece,  $\alpha_{marn} < \phi$ ;  $20^\circ \leq 24^\circ$  ve  $\frac{S_3}{S_1} = (\frac{a}{h}) < \tan(\alpha_{marn})$ ;  $\frac{0.142}{0.985} < \tan 24$ ;  $0.144 < 0.445$  durumu elde edilmektedir.  $20^\circ$  lik eğimli düzlemler üzerinde,  $S_1 = 0.985$  m,  $S_3 = 0.142$  m olması durumunda, blok ağırlık merkezinden geçen blok ağırlık vektörü, blok taban alanının dışına çıkmaktadır. Diğer taraftan, Richards ve Atherson vd. (1978)'a göre; şev dışına eğimli bir süreksizlik yüzeyi üzerinde bir kaya bloğunda  $\frac{S_3}{S_1} \ll 1.0$  durumu var ise, kaya bloklarında potansiyel olarak devrilme duraysızlığı da vardır.



Şekil 11. 670 topuğunda, çatlak seti I ve II için süreksizlik aralığı frekans dağılımı.

Figure 11. Spacing frequency distribution for the joint set I and II in 670 pillars.

### Farklı Şev Yükseklikleri için Devrilme ve Duyarlılık Analizleri

RocTopple ve Phase<sup>2</sup> bilgisayar yazılımları kullanılarak devrilme analizleri yapılmıştır. Bu analizlerden elde edilen sonuçlar grafikler halinde Şekil 12 ve 13'te sunulmuştur. RocTopple yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen analizlerde  $H_{\text{şev}} = 74$  m,  $c=0$  için  $\phi = 30^\circ$  ve  $\phi = 38^\circ$ 'de elde edilen faktörü değerleri (FoS) arasındaki fark 0.207'dir.  $H_{\text{şev}} = 110$  m için bu fark 0.206'dır (Şekil 12).  $H_{\text{şev}} = 74$  m,  $c= 60$  kPa için  $\phi = 30^\circ$  ve  $\phi = 38^\circ$ 'de elde edilen FoS değerleri arasındaki fark 0.177'dir. Şev yüksekliği 110 m'e çıktığında, aynı kohezyon değerinde ( $c = 60$  kPa),  $\phi = 30^\circ$  ve  $\phi = 38^\circ$  için elde edilen FoS değerleri arasındaki fark 0.195'dir (Şekil 12). Analizlerin sonucu olarak, tüm FoS değerleri için maksimum ve minimum değerler 0.207 ile 0.177 arasında yer almaktadır (1'ci grup analizler). Hem kohezyon hem de sürtünme açısı değişimlerinin birlikte dikkate alınması durumunda (2'ci grup analizler), aynı şev yükseklikleri için güvenlik faktörü değişimi aşağıdaki gibi elde edilir;  $H_{\text{şev}}=74$  m için 0.446 (1.033–0.587),  $H_{\text{şev}}=84$  m için 0.406 (0.992–0.586),  $H_{\text{şev}}=94$  m için 0.377 (0.962–0.585) ve  $H_{\text{şev}} = 110$  m için 0.344 (0.927–0.583)

olarak elde edilir (Şekil 12). Sadece  $H_{\text{şev}}$  sabit tutulup,  $\phi$  ve  $c$  değerlerinin birlikte değişken olması durumunda (2'ci grup analizler), FoS'da meydana gelen değişim 0.344 (0.927–0.583) ile 0,446 (1.033–0.587) arasında bulgulanmıştır.

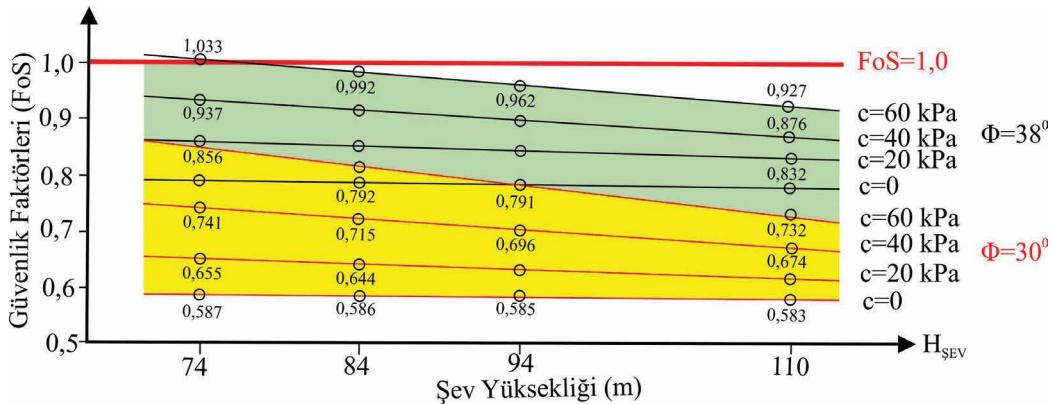
Phase<sup>2</sup> yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen devrilme analizlerinde,  $H_{\text{şev}}=74$  m,  $c=0$  olması durumunda, devrilmeye neden olan çatlakların sürtünme açılarının  $\phi_r = 30^\circ$  ve  $\phi_p = 38^\circ$  olması durumunda (1'ci grup analizler), SRF değerleri sırasıyla 0.71 ve 0.80 olarak elde edilmiştir (Şekil 13). SRF değerleri arasındaki fark 0.09'dur.  $H_{\text{şev}}=110$  m olması durumunda, aynı koşullarda elde edilen SRF değerleri sırasıyla 0.65 ve 0.73'dür. iki SRF değeri arasındaki fark 0.08'dir.  $H_{\text{şev}}=74$  m,  $c=60$  kPa olması durumunda,  $\phi_r = 30^\circ$  ve  $\phi_p = 38^\circ$  için elde edilen SRF değerleri sırasıyla 0.87 ve 0.95'dir. İki SRF değeri arasındaki fark 0.08'dir. Özetle aynı kohezyon değerlerinde ve aynı şev yükseklikleri için  $\phi_r = 30^\circ$  ve  $\phi_p = 38^\circ$  olması durumlarında (1'ci grup analizler) SRF değerlerindeki değişim 0.09 ve 0.08 arasında elde edilmiştir. Çatlakların hem kohezyon hem de sürtünme açısı değişimlerinin etkisinin birlikte dikkate alınması durumunda (2. grup analizler), aynı şev yükseklikleri için SRF değişimi



aşağıdaki gibi elde edilir;  $H_{sev} = 74$  m için 0.240 (0.95–0.71) ve  $H_{sev} = 110$  m için 0.190'dır (0.84–0.65) (Şekil 13).  $c$  ve  $\phi$ 'nin birlikte çalışması durumunda, SRF değerlerindeki değişimler 0.19 ile 0.24 arasındadır.  $c$  ve  $\phi$ 'nin birlikte değişken olması durumunda, FoS'daki değişimlerden, RocTopple yazılımı Phase<sup>2</sup> yazılımına göre %50 oranında daha çok etkilenmiştir.  $H_{sev}$  ve  $\phi$  sabit, kohezyonun ( $c$ ) güvenlik faktörü üzerine etkisi farklı bilgisayar yazılımlarıyla incelenmiştir (Şekil 14a ve 14b). Grafiklerden kohezyon arttıkça güvenlik faktörü değerlerinin her ikisinin de (SRF ve FoS) arttığı görülmektedir. Şekil 14a ve 14b'de verilen grafiklerin görünüşleri birbirinden oldukça farklıdır. Düşük kohezyon değerlerinde, RocTopple yazılımında, şev yüksekliğinden sonuçlar fazla etkilenmezken, Phase<sup>2</sup> yazılımında kohezyon doğrudan etkilenmiştir.

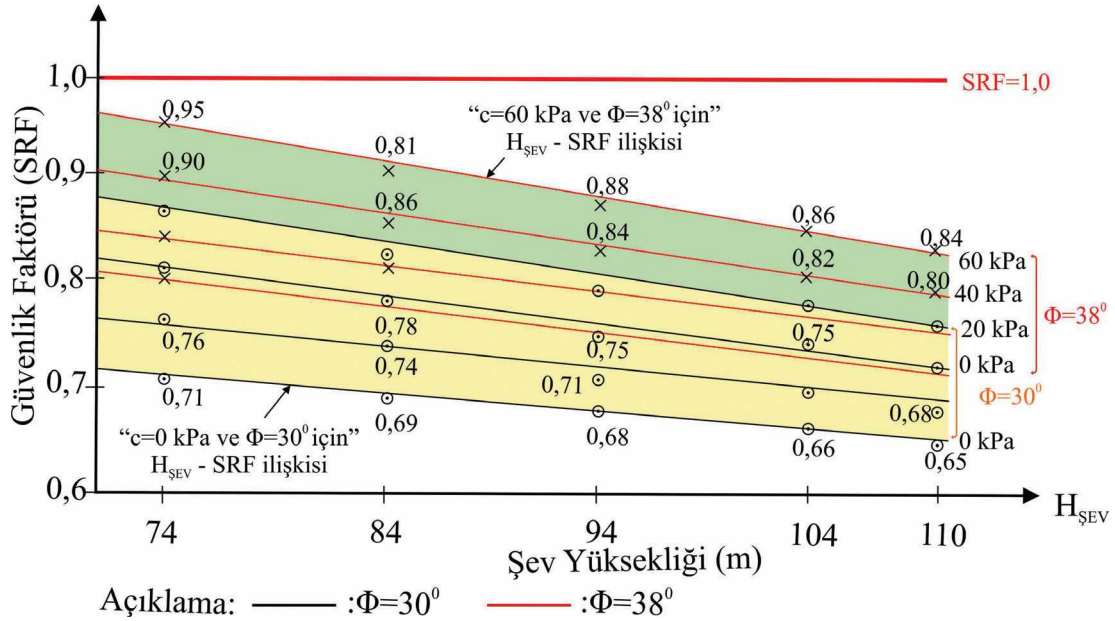
Şekil 14a'da farklı şev yüksekliklerinde, sıfır kohezyon değerinden 60 kPa değerine doğru "c–FoS" doğrularının bir noktadan çıkan ışnsal bir demet şeklinde ve giderekten birbirinden uzaklaşarak yayılmış oldukları

gözlenir. Şekil 14b'de bu doğrular göreceli daha düşük eğimde ve yaklaşık birbirleriyle paralel bir uzanım sunarlar (Şekil 14b). Buna ek olarak, Şekil 14a'da  $\phi = 38^\circ$  ve  $\phi = 30^\circ$  için elde edilen "c–FoS" doğruları iki ayrı grup halinde gözlenirken, Şekil 14b'de "c–SRF" doğruları birbirleriyle iç içe bir görünüm sunar. Bu farklı görünümün nedeni; Şekil 14a'da "c–FoS" doğrularının oluşturduğu ışın demetlerinin kohezyon ve sürtünme açısı artışından, Şekil 14b'dekilere göre göreceli daha çok etkilenmiş olmasındandır.  $\phi$ -değeri  $30^\circ$  den  $38^\circ$  e çıkarken,  $c = 60$  kPa olması durumunda, SRF değerlerindeki değişim 0.19'dur. Aynı durumda, RocTopple yazılımından elde edilen FoS değerlerindeki değişim ise 0.301 mertebesindedir. Bu durum aşağıda verildiği gibi de örneklenebilir.  $c = 0$  kPa olması durumunda, SRF'deki değişim 0.15 seviyesindeyken, aynı durumda, FoS değerindeki değişim 0.217'dir.  $\phi$ -açısının yanısıra kohezyon değeri artışı da güvenlik faktörü değerlerinin arasını açmaktadır (FoS ve SRF değerlerinin arası açılmaktadır). RocTopple programında,  $\phi$  açısının  $30^\circ$  ve  $38^\circ$  olması durumlarında, kohezyon değeri sıfıra yaklaştıkça,



Şekil 12. Farklı kohezyon ve sürtünme açısı değerleri için şev yüksekliği değişiminin güvenlik faktörü üzerindeki etkisi (analizler RocTopple bilgisayar yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir).

Figure 12. The effect of the slope height variation on the factor of safety (FoS) for various cohesion and friction angle values (analyses were performed by using the RocTopple software).



Şekil 13. Farklı kohezyon ve sürtünme açısı değerleri için şev yüksekliği değişiminin güvenlik faktörü üzerindeki etkisi (analizler Phase<sup>2</sup> bilgisayar yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir).

Figure 13. The effect of the changes of slope height on factor of safety for various  $c$  and  $\phi$  values (analyses were performed by using Phase<sup>2</sup> software).

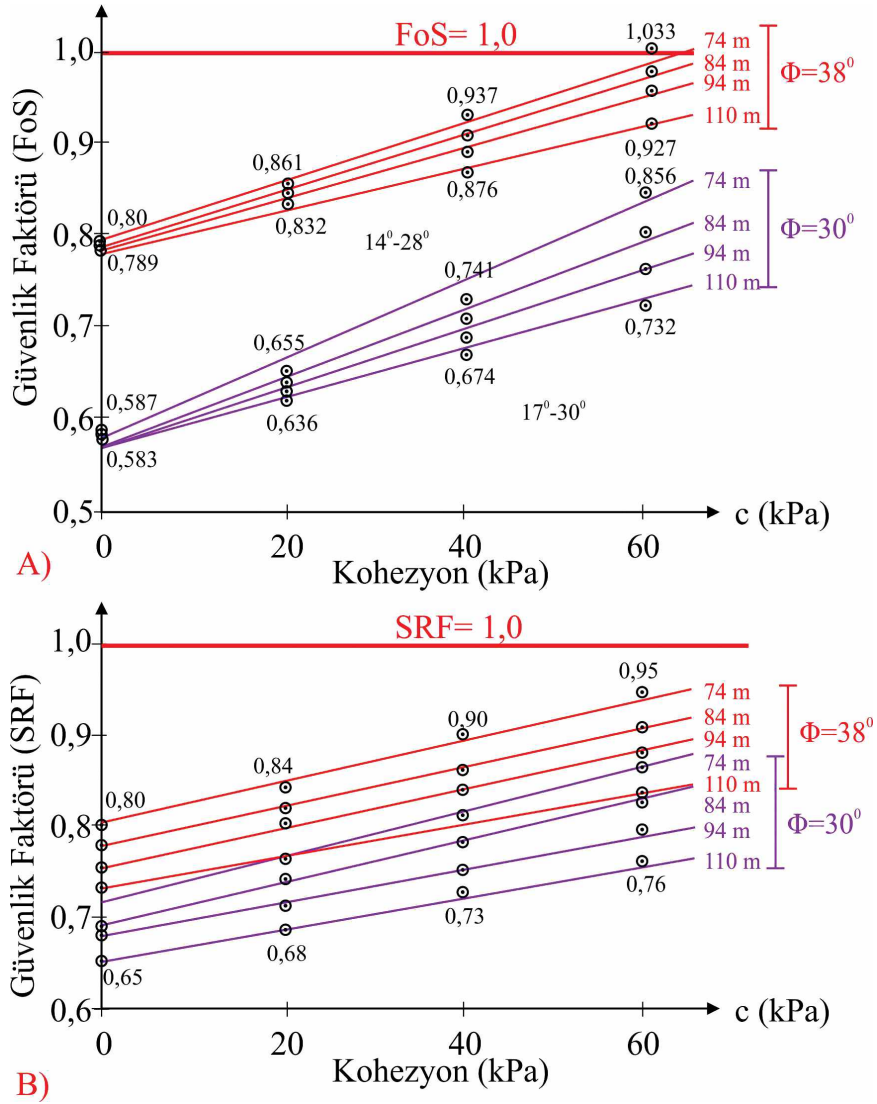
FoS değerleri birbirine çok yaklaşımaktadır (Şekil 14a). Farklı yazılımlarla aynı şev devrilme yenilmeleri açısından stabilite incelemesinde ikinci bir konu daha bu araştırmada dikkat çekmiştir.  $\phi = 30^\circ$ 'de, SRF değerleri, RocTopple yazılımından elde edilen FoS değerlerinden daha büyüktür ( $SRF > FoS$ ), (Güvenlik faktörleri arasındaki fark 0.014 ile 0.123 arasında değişmektedir). Buna karşın,  $\phi = 38^\circ$ 'de,  $FoS > SRF$  durumu oluşmaktadır (Güvenlik faktörleri arasındaki fark 0.012 ile 0.083 arasında değişmektedir). Bunun nedeni;  $\phi$ -açısı artışına RocTopple yazılımının göreceli çok daha hassas olmasıdır. Derin şevler için gerek  $SRF > FoS$  gerekse de  $FoS > SRF$  durumlarında, heriki güvenlik faktörü arasındaki fark stabiliteyi doğrudan etkileyecek düzeyde bir büyüklüğe sahip değildir ( $\leq 0.123$ ). Bu nedenle, her iki yazılımdan elde edilen güvenlik faktörleri

karşılaştırmalı olarak dikkate alındığında, açık ocak derin şevlerinin devrilme duraysızlığı incelemelerinde güvenli olarak kullanılabilirliği sonucu ortaya çıkmaktadır.

Kaya devrilme duraysızlığı için Phase<sup>2</sup> ve RocTopple programlarının aynı şev için uygulanmasında dikkat çeken üçüncü bir konu;  $\phi = 30^\circ$  ve  $\phi = 38^\circ$  durumlarında kohezyonun etkisinin incelenmesi olmuştur. Şekil 14a ve 14b'de verilen grafiklere bakıldığında;  $H_{şev}$  ve  $\phi$  sabit durumda,  $c$ -değeri arttıkça güvenlik faktörü de artmıştır. Diğer taraftan,  $\phi = 30^\circ$  ve  $SRF > FoS$  durumunda, kohezyon sıfır değerindeyken elde edilen  $SRF - FoS$  farkı, 60 kPa olması durumunda elde edilen  $SRF - FoS$  farkından daha büyüktür. Buna ek olarak,  $H_{şev}$  değeri arttıkça bu fark küçülmektedir.  $H_{şev} = 74$  m için  $SRF - FoS$  değeri 0.014 ile 0.123,  $H_{şev} = 84$  m için 0.022 ile

0.104,  $H_{sev} = 94$  m için 0.028 ile 0.095 ve  $H_{sev} = 110$  m için 0.028 ile 0.067 arasındadır. Diğer taraftan,  $\phi = 38^\circ$  ve  $FoS > SRF$  için, kohezyon 60 kPa olması durumunda, elde edilen  $FoS - SRF$  farkı, sıfır kPa olması durumunda elde edilen  $FoS - SRF$  farkından daha büyüktür.

Buna ek olarak,  $H_{sev}$  arttıkça bu fark,  $SRF - FoS$  durumundaki gibi küçülmektedir. Kohezyon etkisi kısaca özetlenirse,  $SRF - FoS$  farkı ( $SRF > FoS$  durumunda) kohezyon sıfırken  $FoS - SRF$  farkı ise ( $FoS > SRF$  durumunda) kohezyon 60 kPa değerindeyken daha büyük elde edilmiştir.



Şekil 14. Kohezyon ve sürtünme açısının güvenlik faktörü üzerine etkisi a) RocTople yazılımı kullanılarak yapılan inceleme b) Phase<sup>2</sup> yazılımı kullanılarak yapılan inceleme.

Figure 14. The effect of cohesion and internal friction angle on the factor of safety a) Examination using the RocTople software b) Examination using the Phase<sup>2</sup> software.

### **Düşen Kaya Parçalarının Maksimum Yuvarlanma Mesafelerinin Belirlenmesi**

670 topuğuna ait şevin 109 m yüksekliğe eriştiği arazi kesimleri, KD – GB gidişli fay hattının yer aldığı topuğun kuzey kesimleridir ( $H_{şev} : 677.7 \text{ m} - 569.7 \text{ m} = 109 \text{ m}$ ). Söz konusu şev boyunca, şev yüksekliği baskın olarak 74 m – 94 m arasında değişmektedir. Şevin güney kesimlerinde, şev yüksekliği 73 m'e kadar düşmektedir ( $626.9 \text{ m} - 554.1 \text{ m} = 73 \text{ m}$ ). Kaya düşmesi analizleri 670 topuğundan düşen, yuvarlanan kaya bloklarının batı yönünde yatay olarak maksimum yuvarlanma mesafeleri ve maksimum sıçrama yükseklikleri farklı şev yükseklikleri ( $74 \text{ m} \leq H_{şev} \leq 110 \text{ m}$ ) dikkate alınarak RocFall v.4.0 bilgisayar yazılımı kullanılarak incelenmiştir. Devrilen kaya bloklarının yuvarlanarak ve sıçrayarak ulaşabilecekleri maksimum yuvarlanma mesafelerinin analizi "proje kazı sınırının" belirlenmesi için yapılmıştır. Böylece, 670 topuğunun şevi ile proje kazı sınırı arasındaki düzlük alan ikinci emniyet topuğu olarak ( $162 \times 10^3 \text{ m}^2$ ) belirlenmiştir. 670 topuğunun güneyinde bu mesafe 135 m, GB'da ve topuğun tam batısında bu alan 200 m olarak belirlenmiş ve Şekil 1'deki haritaya (1/2000 ölçekli) işlenmiştir (yeşil renkli alan). İkinci emniyet topuğunun batısında kalan alanlarda kömür üretimi güvenli bir şekilde yapılmıştır. RocFall v.4.0 yazılımında kullanılan parametreler Çizelge 2'de toplu olarak verilmiştir.

Kaya düşme analizleri kapsamında, RocFall v.4.0 istatistiksel yazılımı kullanılarak 500 adet kaya düşürülmüştür. Kaya düşme yüksekliği (kaynak zon) her şev yüksekliği için kaya şevinin üst noktası olarak belirlenmiştir. Kaya şevinin üst noktasından gerçekleştirilen,

kaya düşme analizlerinin sonucu Çizelge 3'te sunulmuştur. 74 m yüksekliğe sahip kaya şevindeki kaya düşmelerine ait program çıktısı Şekil 15'te verilmiştir. Kaya düşme analizinin gerçekleştirildiği profildeki (şev yüzeyi) kaya biriminin normal geri verme katsayısı ( $R_n$ ) 0.53, teğetsel geri verme katsayısı ( $R_t$ ) 0.99 olarak alınmıştır (Rocscience Inc., 2004). Kaya birimine ait bu normal ve teğetsel geri verme katsayıları düşen kaya bloğunun ulaşacağı maksimum yuvarlanma mesafesinin ve sıçrama yüksekliğinin belirlenmesinde doğrudan etkili olmaktadır.

Çizelge 2. RocFall v.4.0 yazılımında kullanılan parametreler.

Table 2. The parameters used in RocFall v.4.0 software.

Parametre	Değer
Kaya Düşürme Sayısı	500
Normal geri verme katsayısı ( $R_n$ )	$0.53 \pm 0.04$
Teğetsel geri verme katsayısı ( $R_t$ )	$0.99 \pm 0.04$
Yüzey sürtünme açısı ( $\phi$ )	$30^\circ$
Profil pürüzlülüğü	0
İlk hız (m/s)	$1 \pm 0.5$
En düşük hız kesme değeri (m/s)	0.1

Şekil 15'te verilen grafikte yatay eksen (horizontal location of rock end-points) düşen kaya bloklarının kaç metrede durduğunu göstermektedir. Düşey eksen ise, toplam 500 adet kaya düşmesinden kaç tanesinin hangi metrede olduğunu gösteriyor. Örneğin, 74 m yükseklikten düşen kaya bloklarından 80'e yakını 155 metrede durmuştur.

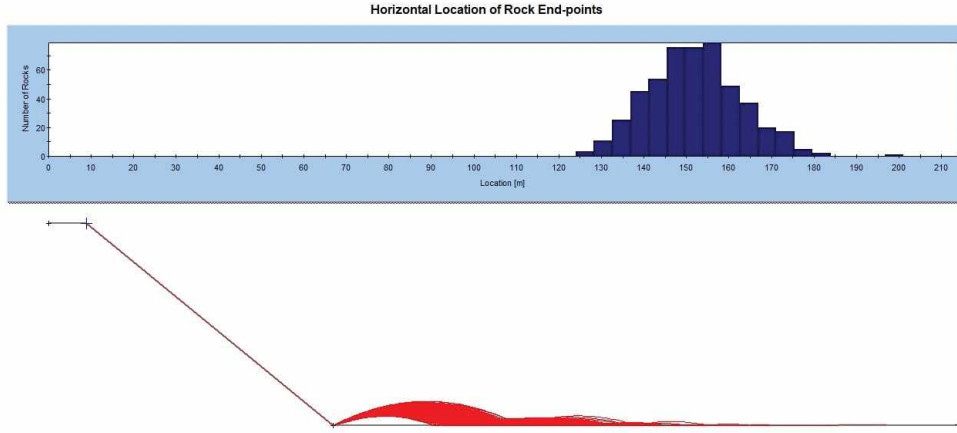
Terli, Kalhan, Koca

Çizelge 3. Farklı şev yükseklikleri için blok yuvarlanma mesafeleri.

Table 3. Block runout distances for various slope heights.

Şev açısı (°)	Şev yüksekliği (m)	Düşen kaya bloğunun eriştiği maksimum mesafe (m)	Maksimum blok sıçrama yüksekliği (m)
52	64	135	3.50
52	74	155	5.00
52	84	185	8.00
52	94	190	9.00
52	100	260	11.5
52	110	270	13.0

ikinci emniyet topuğuna ait düzlük üzerinde yer almaktadır (Şekil 16). 30 Mart 2016 ile 02 Haziran 2016 tarihleri arasında (toplam 64 gün) ölçüm noktalarındaki hareket miktarları ve hareket yönleri okunmuş ve bu veriler Şekil 16'daki harita üzerine işlenmiştir. İkinci emniyet topuğu üzerinde yer alan ölçüm noktalarında kayda değer yer değiştirmeler gözlenmemiştir. Bu nedenle 1, 9, 10, 11, 18, 19, 20, 21 ve 22 nolu noktalarda ölçümler sürdürülmemiştir. Çizelge 4'te ölçüm noktalarında saptanan hareket miktarları ve yönleri verilmiştir. En yüksek hareket miktarları sırasıyla 26, 27, 30, ve 31 nolu ölçüm noktalarında meydana gelmiştir. Bu noktadaki hareket miktarları > 25 cm mertebesindedir. Maksimum hareket



Şekil 15. 74 m yükseklikten düşen kaya bloklarının maksimum yuvarlanma mesafeleri.

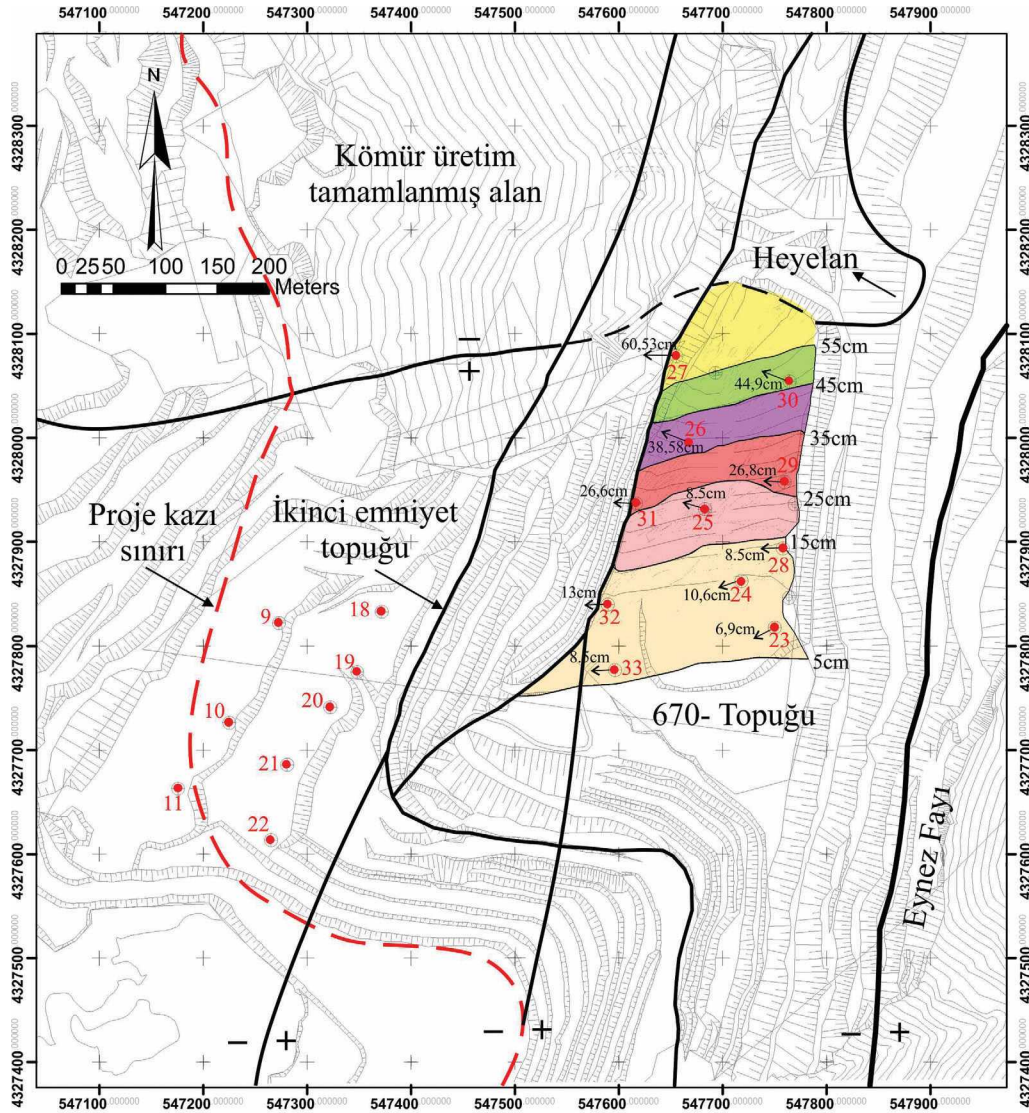
Figure 15. Maximum runout distances of rock blocks falling from a height of 74 m.

### 670 Topuğu Üzerinde Yeralan Çatlaklarda Ölçülen Hareket Miktarları ve Yönleri

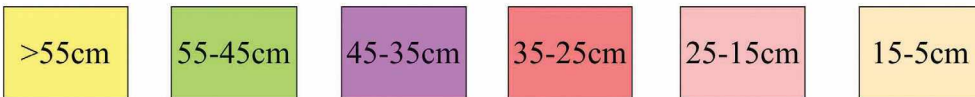
670 topuğu ve ikinci emniyet topuğu üzerinde konumlandırılmış 20 adet ölçüm noktasında farklı tarihlerde çatlak açıklık ölçümleri şev izleme çalışmaları kapsamında gerçekleştirilmiştir. Ölçüm noktalarından sadece 11 adedi 670 topuğuna, 9 adedi ise

miktarı 27 nolu ölçüm noktasında 60.53 cm olarak meydana gelmiştir. Şekil 16'daki haritada hareket miktarları konturlanmıştır. Böylece, 670 topuğu üzerinde en çok yer değiştirme hareketinin gözlemlendiği alanlar açıkça izlenebilir hale getirilmiştir. Burada, kontur yönelimlerinin II. takım süreksizliklerin doğrultularıyla tam olarak uyduğu dikkati çekmektedir.





### AÇIKLAMA



Şekil 16. 30 Mart 2016 – 02 Haziran 2016 tarihleri arasında, ölçüm noktalarında kaydedilen hareket miktarlarının konturlanması ve kütle hareketi yönleri (1, 9, 10, 11, 18, 19, 20, 21 ve 22 nolu gözlem noktalarında kayda değer yer değiştirmeler gözlenmemiştir).

Figure 16. Contouring displacement rates recorded at the measurements points in the time period between 30 March 2016 and 02 Jun 2016 and the mass movement directions (no significant displacements have been measured at the observation points of 1, 9, 10, 11, 18, 19, 20, 21 and 22).

670 topuğunun en kuzeyinde, 27 nolu ölçüm noktasının yer aldığı saha (harita üzerinde sarı renge boyanmıştır) batı-kuzeybatı yönlü devrilme türündeki şev hareketlerinin en yoğun olarak gözlemlendiği alandır. Bu ölçüm noktasında sadece  $V > 1.0$  cm/gün değeri saptanmıştır (Çizelge 4). Haritanın güneyine doğru gidildikçe hareket miktarı azalmakta ve nihayet 33-nolu ölçüm noktasında 5.50 cm'e kadar inmektedir. 23 nolu ölçüm noktasında hareketin yönü G 65 B'dir. Bu lokasyonda gözlenen hareket 670-topuğunda gözlenen şev hareketlerinden bağımsız yersel bir hareket olarak yorumlanmıştır. 24, 31, 32 ve 33 nolu ölçüm noktalarında hareket yönü GBB, diğer ölçüm noktalarında ise KBB'dir (Çizelge 4). Çatlaklardaki açılma yönlerinin hem ana çatlak takımlarıyla hem de şev düzleminin doğrultusuyla olan ilişkileri Şekil 17'de verilmiştir.

5 adet noktanın (23, 24, 31, 32 ve 33 nolu ölçüm noktalarında) hareket yönü GBB, 27 nolu

ölçüm noktası hariç diğer noktalarda (25, 26, 28, 29 ve 30 nolu noktalar) hareket yönü ise KBB olarak ölçülmüştür. 27 nolu ölçüm noktasında çatlak açılması ilerleme yönü tam olarak batıdır. KBB ve GBB yönelimli ölçümlerin batıya olan yön farklarının ortalamaları alınarak iki yön elde edilmiştir. GBB'a yönelimli olanların ortalama hareket yönü G 80 B, KBB'a yönelimli olanların ise K 70 B'dir (Şekil 17). Elde edilen iki yönün, batıya olan yön farklarının ortalaması alınarak, ortalama hareket yönü K 85 B olarak elde edilmiştir. Ortalama çatlak açılım yönüyle hem çatlak takımı -I' in hem de şev düzleminin doğrultuları arasındaki açı farkı  $85^\circ$  olarak belirlenmiştir (Şekil 17). Blok devrilme yenilmesinde, devrilen kaya bloklarının hareket yönü yaklaşık şevin eğim yönünde, çatlak takımı -I' i oluşturan süreksizliklerin doğrultularına dik, çatlak takımı -II' i oluşturan süreksizliklerin doğrultularına paralel yönde gelişmiştir (Şekil 17). Bu ilişkiler Şekil 9a ve 9b'de de açık olarak izlenebilmektedir.

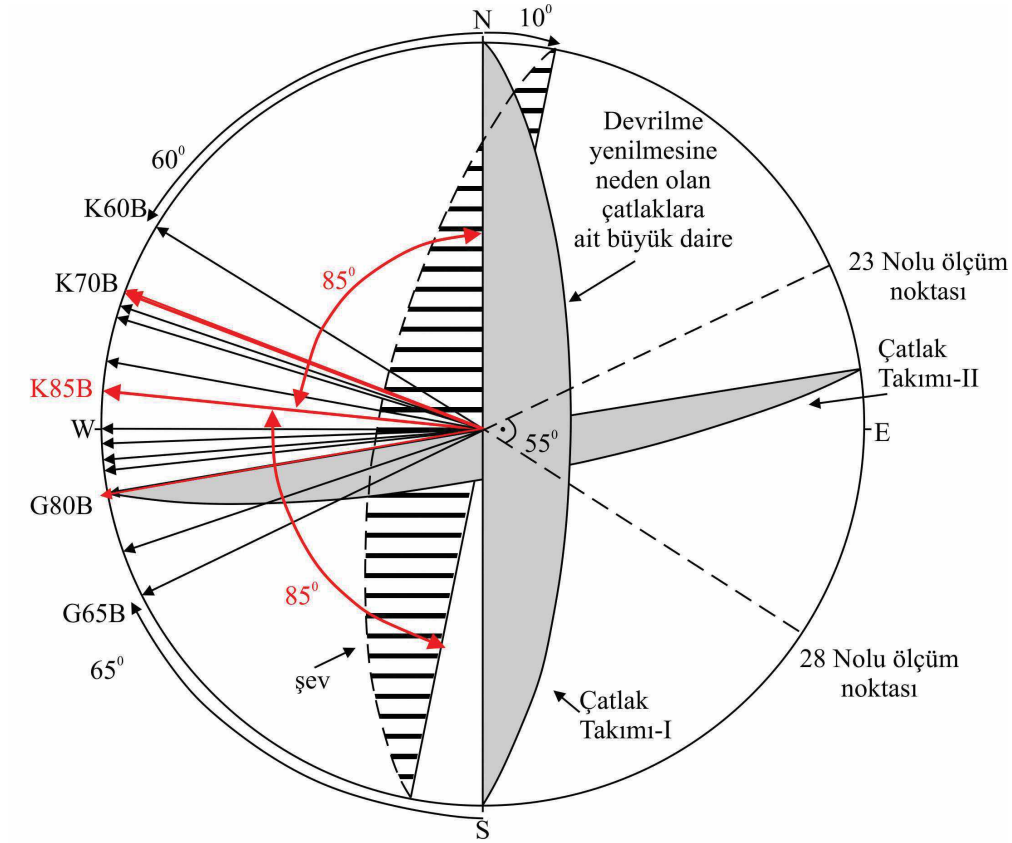
Çizelge 4. Ölçüm noktalarında saptanan hareket miktarları, yönleri ve hızları.

Table 4. Displacement rates, directions and velocities at the measurement points.

Ölçüm noktası	30 Mart 2016-2 Haziran 2016 arasındaki devre		8 Eylül 2015 – 2 Haziran 2016 arasında ait devre				30 Mart 2016 - 02 Haziran 2016 ağırlıklı ortalama hız değerleri (mm/gün)
	Hareket miktarı (cm)	Hareket yönü	Ölçüm noktalarındaki hız değişimleri mm/gün				
23	6.90	G 65 B	0.82	2.77	3.98	0.66	2.43
24	10.60	G 79 B	1.16	4.24	1.55	0.84	1.95
25	14.40	K 72 B	-	-	3.54	2.82	-
26	38.53	K 80 B	6.50	8.26	5.99	4.65	6.05
27	60.53	K 90 B	12.54	4.54	9.30	17.68	13.0
28	15.40	K 60 B	-	4.53	2.15	1.13	2.36
29	26.80	K 73 B	-	5.11	4.93	3.18	4.31
30	44.90	K 70B	6.72	8.17	8.08	5.39	7.09
31	26.60	G 87 B	5.30	6.77	3.63	3.47	4.35
32	7.30	G 83 B	-	3.29	0.70	1.02	1.46
33	5.50	G 85 B	-	2.93	0.30	1.06	1.24

■ : > 25 cm olan ölçüm lokasyonları

■ :  $V > 1.0$  cm/gün kütle hareketi riski vardır.



Açıklama (Altyarım küre)

← : Çatlak açılma yönü (670 topuğu yüzeyinde yer alan ölçüm noktalarına ait)

K70B ← : KB yönelimli olanların ortalama hareket yönü

G80B ← : GB'ya yönelimli olanların ortalama hareket yönü

K85B ← : 670 topuğu yüzeyinde yer alan tüm ölçüm noktalarındaki hareket yönleri dikkate alınarak belirlenmiş blok hareket yönü



: Büyük daire, şev düzlemi: K10D/52KB

Çatlak takımı-II : K80D/80GD, Çatlak takımı-I: K-G/70D

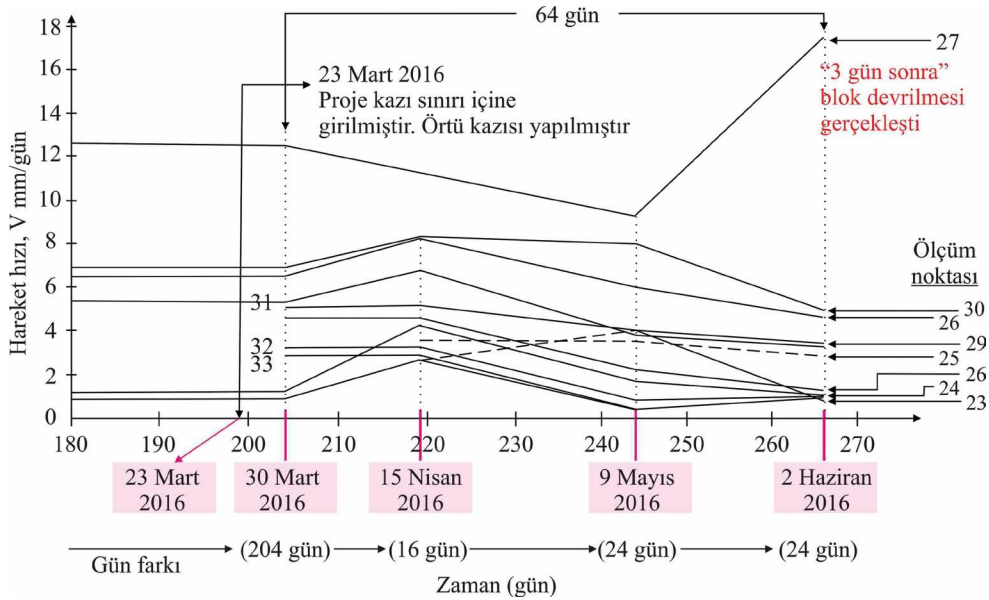
Şekil 17. Ortalama çatlak hareket yönüyle (K85B) şev düzleminin ve çatlak takımlarının doğrultuları arasındaki ilişkiler.

Figure 17. Relationships between the average direction of movement (N85W) and overall slope, and strikes of the joint sets.

### Çatlaklardaki Açılmalara Ait Hareket Hızlarının Zamana Bağlı Değişimi

30 Mart 2016 tarihinden itibaren Eynez 670 topuğunda, yaklaşık birbirine dik gelişmiş çatlaklar boyunca gevşeme (açılma) ve hareket belirtileri ortaya çıkmıştır. Eynez kömür sahası, 670 topuğu yüzeyinde tesis edilmiş deformasyon ölçüm noktalarında, 08 Eylül 2015 ile 02 Haziran 2016 tarihleri arasında (266 gün) çatlaklardaki açılmalara ait hareket hızlarının zamana bağlı değişimleri incelenmiş ve sonuçları Şekil 18'de sunulmuştur. 30 Mart 2016 ile 02 Haziran 2016 tarihleri arasındaki 64 günlük zaman periyodunda, topuk üzerinde yer alan 11 ölçüm noktasında, dört farklı tarihte hareket miktarlarının zamana bağlı değişimleri (hızları) hesaplanmıştır. 30 Mart 2016 tarihinden 204 gün önce, 08 Eylül 2015 tarihinde de aynı ölçüm

noktalarında hareket miktarları ölçülmüştür. Kayda değer hareket hızları (> 6.0 mm/gün) 670 topuğunun tamamından ziyade, topuğun kuzey kesiminde 26, 27 ve 30 nolu ölçüm noktalarının yer aldığı, KDD – GBB yönlü normal fayla Eynez fayı arasında kalan ve yoğun deformasyon izlerinin gözlemlendiği bölgede saptanmıştır. Diğer fayları kesen KDD – GBB yönlü fay, temel kayacıyla 670 topuğu arasından geçen dokanak fayının (Eynez fayı) doğrultusuna yaklaşık dik uzanmakta ve heyelanlı alanın güney sınırını teşkil etmektedir (Şekil 1 ve 16). Söz konusu bölge, yukarıda sıralanan nedenlere bağlı olarak, 670 topuğunun diğer kesimlerine göre daha çok örselenmiş, üç tarafı faylarla çevrili hareketli bir alandır. Blok devrilmesi nedeniyle ilk ölçüm noktasının kaybı, 05 Haziran 2016 tarihinde 27-nolu ölçüm noktasında gerçekleşmiştir (Şekil 18).



Şekil 18. Eynez kömür sahası 670 topuğu yüzeyinde tesis edilmiş deformasyon ölçüm noktalarının 8 Eylül 2015 ile 02 Haziran 2016 tarihleri arasındaki çatlak açıklığı hareket hızlarının zamana bağlı (gün) değişimi (Ölçümler 268 günlük bir zaman periyodunu kapsamaktadır).

Figure 18. The time – dependent changes of the joint aperture increase rate obtained from the deformation measurement points installed on the surface ground of the 670 pillar from 08 September 2015 to 02 June 2016 (the measurements cover a time period of 268 days).



27 nolu ölçüm noktası hariç, diğer tüm noktalarda çatlak açıklık artışları 30 Mart 2016 – 15 Nisan 2016 tarihleri arasındaki 15 günlük dönemde meydana geldiği ve 30 nolu ölçüm noktasında söz konusu hız artışının 09 Mayıs 2016 tarihine kadar devam ettiği görülmektedir (Şekil 18). Diğer ölçüm noktalarında hareket hızlarının zamanla azalarak devam ettiği ( $< 1.0$  mm/gün) anlaşılmaktadır. Hız artışlarının nedeni; 23 Mart 2016 tarihinden itibaren 670 topuğu ile kazı sınırı arasında yer alan ve ikinci emniyet topuğu olarak bırakılması önerilen sahada dekapaj çalışmalarının başlatılmasıdır. Böylece, 670 topuğunun batıya bakan şevinde küçük ölçekte blok devrilmeleri tipinde kütle hareketleri de dekapaj çalışmalarına paralel olarak başlamıştır. 670 topuğunun batısında kömür üretimine yönelik olarak yapılan dekapaj çalışmalarına devam edilmesi, şevin önünün açılması anlamını taşımaktadır. Jeolojik bariyer bir kütlenin ortadan kaldırılmasının topuğun stabil kalmasını engelleyeceği önceden yapılan stabilite analizlerinden bilinmektedir. Böylece, söz konusu dekapaj çalışmaları 15 Nisan 2016'da durdurulmuştur.

## DEĞERLENDİRMELER

Kömür damarının yüzeye en yakın olduğu arazi kesiminde, kömürün üretilmesine yönelik örtü kazısı çalışması yapıldığında (Şekil 19), o noktada marn birimi incelecek, kazıya devam edilmesi durumunda ise 670 topuğuna ait şevin stabilitesi bozulacaktır. 670 topuğunun şev tabanında yer alan 15 m kalınlıktaki marnların bırakılması, şeve topuk olması nedeniyle stabilite açısından önemlidir (Şekil 19). Örtü kazısının başlamasıyla söz konusu alanda yer alan marn kütlesi incelmış ve oluşan yeni durumda, baskıyla marnlar kırılma eğilimine girmiştir. Bu durumun sonucu olarak, ikinci

emniyet topuğu bırakılmış, proje kazı sınırı 520 m kotuna kadar batıya doğru çekilmiştir. 23 Mart 2016'da proje kazı sınırının dışında, söz konusu alanda örtü kazısının başlatılmasıyla, 670 topuğunun şevinde de bozulmalar başlamıştır. Bu nedenle, 15 Nisan 2016 tarihinde kömürün yüzeye en yakın olduğu alanda dekapaj kazısı durdurulmuştur. Kazının durdurulduğu tarihte, 670 topuğunun güvenliği kritik dengeye (FoS  $\sim 1.0$ ) erişmiştir. Bu durum, gerilme dağılımının değişimine bağlı olarak 670 topuğunda bir baskı oluşturmuştur. Proje kazı sınırı dışında gerçekleştirilen örtü kazısıyla (670 topuğunun şev tabanında içe doğru kazı yapılarak), (Şekil 18), batıya doğru şevin kısmen önü açılmış ve 670 topuğunu teşkil eden marn kayaç kütlelerinde, yamaç dışına eğimli tabaka eğimleri ve şev doğrultusuna paralel doğrultuda ve yüksek açıda yamaç içine eğimli I-takım çatlakların konumları nedeniyle devrilme türü yenilmeler başlamıştır. 670 topuğu şev üst yüzeyine yakın kesimlerde çatlak açıklıklarının çok kısa sürede, açık ocağa doğru 30–60 cm mertebesine erişmesi, yukarıda bahsedilen baskının sonucu olarak topukta oluşan çekme ve makaslama gerilmelerinin etkisini göstermektedir (Şekil 19).

Eynez fayının deformasyon zonu boyunca, zaman zaman fay gerisinde yer alan gerilme çatlaklarından itibaren faylanmaların olduğu bilinmektedir (aktif fay zonu). Faylanmalar nedeniyle, kayan ve düşen kaya bloklarının 670 topuğunu baskıladığı gözlenmiştir. Bu baskı, topukta mevcut çatlaklarda açılma ve derinleşmenin yanı sıra, 670 topuğunun şevine yakın kesimlerinde kabarma, şev yükselmesi şeklinde gelişen ve topuğu açık çatlaklı, bloklu yapıya dönüştüren deformasyonlar oluşturmaktadır. 670 topuğu, Eynez fayının oluşumu sırasında gerilmelere maruz kalmış ve marn topuğu ile temel kayacı arasında meydana gelen faylanmayla (dokanak fayı) önceden de

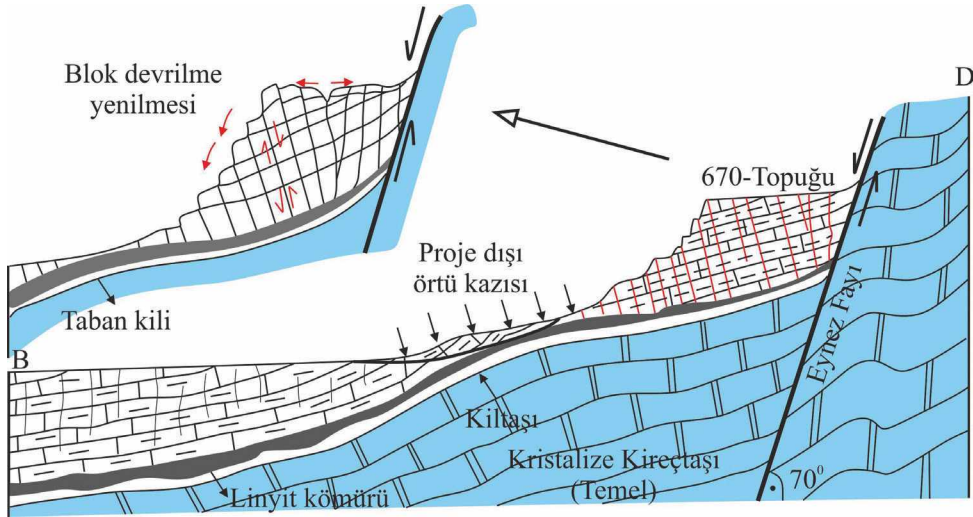


baskılanmıştır. Baskılarla şevde oluşan gerilmeler 670 topuğunun şevinde ve/veya şevine yakın kesimlerinde açığa çıkmaktadır. Çatlaklarda açılma gün-gün artma eğilimi göstermektedir.

5 Nisan 2016 tarihinden sonra da 670 topuğunun şevinde yukarıda bahsedilen mekanizmalara bağlı olarak blok devrilme yenilmeleri devam etmiştir. Önceden doğu-batı yönünde 150–175 m yüzey genişliği olan yamuk şekilli 670 topuğu, günümüzde devrilme türü kütle hareketleri nedeniyle aynı yönde yüzey genişliği 25–50 m'e kadar gerilemiştir. Bazı şev kesimlerinde ise, 670 topuğu Eynez fayının aynasına dayanmıştır. Böylece, 670 topuğunda geriye doğru ilerleyen ve dilimler şeklinde meydana gelen devrilme yenilmeleri nedeniyle bir rahatlama (yük kalkması) meydana gelmiştir. Sonuçta, 670 topuğuyla kömür kazısı yapılacak saha (proje kazı sınırı içinde kalan

alan) arasındaki mesafe geriye doğru, dilimler şeklinde devam eden devrilme yenilmeleri nedeniyle giderekten açılmış, kütle hareketi nedeniyle devrilen, yuvarlanan kaya bloklarının tehlike oluşturma durumu zamanla ortadan kalkmıştır.

RocTopple bilgisayar yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen stabilite analizlerinde, aynı kohezyon ve aynı şev yüksekliği değerlerinde, devrilmeye neden olan çatlakların pik ve rezidüel sürtünme açısı değerlerinin  $\phi_p = 38^\circ$  ve  $\phi_r = 30^\circ$  olması durumunda (I. grup analizler), elde edilen FoS değerlerindeki değişim 0.177 ile 0.207 arasındadır (Çizelge 5).  $H_{şev}$  sabit, kohezyon ve sürtünme açısının birlikte değişken olması durumunda (2. grup analizler), FoS'da meydana gelen değişim 0.344 ile 0.446 arasında elde edilmiştir.



Şekil 19. 670 topuğunda gözlenen devrilme yenilmesinin mekanizması ve oluşan açılmalar.

Figure 19. Mechanisms of the toppling failure observed in 670 pillar and resultant deformations.

Aynı malzeme özellikleri ve aynı şev geometrileri için Phase<sup>2</sup> bilgisayar yazılımı kullanılarak da analizler yapılmıştır. I. grup analizlerden elde edilen sonuçların SRF değerlerinde meydana getirdiği değişim 0.09 ile 0.08 arasında olduğu belirlenmiştir. Sonlu elemanlar analizlerindeki küçük değişim aralığı, bu analizlerin deformasyon parametrelerine ( $E_M$  ve Poisson oranı) daha bağımlı olduğuna işaret etmektedir. 2. grup analizlerden elde edilen sonuçların SRF değerleri üzerindeki değişimi ise; 0.19 ile 0.24 arasındadır. Her iki bilgisayar yazılımıyla sabit ve değişken parametrelerin güvenlik faktörleri (FoS ve SRF) üzerindeki etkileri Çizelge 5'te toplu olarak sunulmuştur.  $c$  ve  $\phi$ 'nin birlikte artışının güvenlik faktörü üzerindeki etkisinin, hem  $H_{şev}$  ve  $c$  sabit,  $\phi$  değişken hem de  $H_{şev}$  ve  $\phi$  sabit,  $c$  değişken olması durumlarında elde edilen güvenlik faktörü değerlerinden çok daha yüksek olduğu anlaşılmaktadır (Çizelge 5).

Deformasyon ölçüm noktalarında kaydedilen hareket miktarlarının zonlanmasından elde edilen konturların yönelimleriyle, çatlak takımı-II'ye ait süreksizliklerin doğrultuları tam olarak uyum sağlamaktadır (Şekil 17). Çatlak takımı-II'ye ait süreksizlikler devrilme yenilmelerinin gözlemlendiği şevi dikine kesmektedir. Devrilme yenilmesine uğrayan kaya bloklarının şevin aynası boyunca sınırını (blok yan yüzeylerini) kontur yönelimlerinden çatlak takımı-II'ye ait süreksizliklerin belirlediği anlaşılmaktadır. Bu durum, 670 topuğunun şevinde, devrilmenin tüm şev boyunca değil, devrilmesi muhtemel kaya bloğunun yan duvarlarını/sınırlarını yaklaşık D-B doğrultulu çatlak takımı-II'ye ait süreksizliklerin sınırladığını göstermekte ve devrilmenin tüm şev boyunca değil, dilimler şeklinde geliştiğine işaret etmektedir. Devrilme yenilmesinin meydana geldiği dilim, şevin doğrultusu boyunca bazen ( $3 \times S_2$ ), bazen de ( $4 - 5$ )  $\times S_2$  genişliğindedir (Şekil 9).

Çizelge 5. RocTopple ve Phase<sup>2</sup> bilgisayar yazılımlarıyla sabit ve değişken parametrelerin FoS ve SRF değerleri üzerindeki değişim aralıkları.

Table 5. Change intervals on the values of FoS and SRF of the constant and variable parameters with RocTopple and Phase<sup>2</sup> softwares.

Parametreler	Sabit parametre	Değişken parametre	Sabit parametre	Değişken parametre
$H_{şev}$	+	-	+	-
$c$	+	-	-	+
$\phi$	-	+	-	+
Güvenlik faktörü değerlerindeki (FoS ve SRF) değişim aralıkları				
RocTopple (FoS)	0.177 – 0.207		0.344 (0.927 – 0.583) – 0.446 (1.033-0.587)	
Phase <sup>2</sup> (SRF)	0.09 – 0.08		0.190 (0.84-0.65) – 0.240 (0.95 -0.71)	

Not: Tüm analizlerde şev açısı 52° alınmıştır.

Diğer taraftan, dilimin şev gerisine doğru derinliği (dilim kalınlığı) ise, I. takım süreksizliklerin aralıkları tarafından kontrol edilmekte ve yaygın olarak 1 S<sub>1</sub> ve/veya 2 S<sub>1</sub> kadardır. Devrilen bloklarda yaygın dilim kalınlığı yaklaşık 1.0 m'dir. Sonuçta devrilmeler, şev boyunca göreceli daha uzun, derinlemesine I. takım süreksizliklerin, süreksizlik aralığı kadar olan ince dilimler şeklinde, şev dışına doğru gelişmektedir. Kaya kütlesi devrildiğinde, şev yüzeyine çarpmalar nedeniyle parçalanmakta ve daha küçük boyutlu kaya parçalarına ayrılmaktadır. Söz konusu dilimlerde, I. takım süreksizliklere ait çatlak açıklığı artış hızı değerleri de yüksek ise, şevde ilk devrilmeler bu dilimlerde meydana gelmektedir. Çatlak açıklığı ilerleme hızı değerlerinin bir dilimde yüksek olması, o dilim boyunca açılmalar nedeniyle makaslama gerilmelerinin giderekten azalmasına neden olur. Şevde baskının yüksek olmasında diğer bir etken parametre de şev yüksekliğidir. Şev yüksekliği arttıkça, güvenlik faktörünün düştüğü devrilme analizlerinde açıkça görülmüştür.

## SONUÇLAR

Bu çalışmada, Soma-Eynez açık ocak şevinde 70/90 konumlu, şev doğrultusuna paralel, katmanlanmaya yaklaşık dik gelişmiş, yüksek açıda yamaç içine eğimli çatlakların devrilme potansiyeline sahip oldukları hem kinematik hem de nümerik analizlerle belirlenmiştir. 670 topuğunun şevinde prizmatik blok oluşumunu üç takım süreksizlik seti sağlamaktadır. Blokların tavan ve taban düzlemlerini yamaç dışına eğimli marn tabaka düzlemleri oluşturmaktadır. Kaya blokları marn tabaka düzlemleri üzerinde kaymadan, blok devrilmesi oluşturacak şekilde yenilmektedir. Devrilme duraysızlığına neden olan çatlak setine ait geniş aralıklı süreksizlikler arasında kayma yer değiştirmelerinin oluştuğuna

ve blokta rotasyona işaret eden  $\alpha_{sür} > (90 - \alpha_{şev}) + \phi_r$ ,  $(\alpha_{sür} - \phi_r) > (90 - \alpha_{şev})$ ,  $(90 - \alpha_{süre}) \leq (\alpha_{şev} - \phi_r)$  eşitlikleri şevde sağlanmıştır. Bu durumu destekleyen diğer bir veri de  $\alpha_{marn} (< \phi_{tabaka})$  ve  $\frac{S_1}{S_2} = \left(\frac{a}{h}\right) < \tan(\alpha_{marn})$  eşitlikleridir.

52° genel şev açısında, 74, 84, 94 ve 110 m şev yükseklikleri için devrilme analizleri farklı kohezyon ve sürtünme açısı değerleri için gerçekleştirilmiştir. RocTopple programından elde edilen FoS değerlerine göre;  $H_{şev} \leq 74$  m ve  $c = 60$  kPa,  $\phi_p = 38^\circ$  olması durumunda ancak şev stabilitesinin kritik dengeye eriştiği belirlenmiştir. Diğer tüm koşullarda FoS değerleri  $< 1.0$  durumunu yansıtmaktadır. Phase<sup>2</sup> v.7.0 yazılımı ile yapılan analizlerde,  $c = 60$  kPa ve  $\phi_p = 38^\circ$  olması durumunda, sırasıyla 74, 84 ve 94 m şev yükseklikleri için SRF değerleri 0.95, 0.91, ve 0.88 olarak elde edilmiştir.  $c = 40$  kPa olduğunda, aynı şev yükseklikleri için SRF değerleri 0.90, 0.86 ve 0.84 gibi değerlere inmektedir ( $< 1.0$ ).  $H_{şev} = 110$  m olması durumunda,  $c$  ve  $\phi$ 'nin tüm değerleri için  $SRF < 0.86$  bulgusu elde edilmiştir. Bu incelemelerde deprem etkisi (sismik etki), açık işletmede delme-patlatma etkileri ve su seviyesinin olumsuz mevsimsel değişimleri dikkate alınmamıştır.  $c$  ve  $\phi$ 'nin birlikte artışının FoS üzerindeki etkisi (2. grup analizler),  $H_{şev}$ ,  $c$  sabit ve  $\phi$  değişken ve  $H_{şev}$ ,  $\phi$  sabit,  $c$  değişken olması durumlarında elde edilen FoS değerlerinden çok daha yüksek olduğu belirlenmiştir. Şev yüksekliği ve kohezyon sabit,  $\phi$  açısı  $30^\circ$  ve  $38^\circ$  için RocTopple yazılımından elde edilen FoS değerleri arasındaki minimum ve maksimum fark sırasıyla 0.177 ve 0.207 olarak belirlenmiştir.  $\phi_r = 30^\circ$  durumunda SRF değerleri, RocTopple yazılımından elde edilen FoS değerlerinden daha büyük elde edilmiştir. Buna karşın,  $\phi_p = 38^\circ$  için ilginç bir şekilde  $FoS > SRF$  durumu oluşmuştur. Bunun nedeni,  $\phi$  açısı artışına RocTopple yazılımının Phase<sup>2</sup>'den çok

daha hassas olmasıdır. Derin şevler için gerek  $SRF > FoS$  gerekse de  $FoS > SRF$  durumlarında, her iki güvenlik faktörü arasındaki farkın stabiliteyi doğrudan etkileyecek düzeyde bir büyüklüğe sahip olmadığı belirlenmiştir ( $\leq 0.123$ ). Bu fark ( $\leq 0.123$ ) açık ocak şevlerinde, patlatma etkilerinin güvenlik faktörü üzerine yaptığı etkiden de düşük bir etki düzeyine karşılık gelmektedir.

670 topuğunun batıya bakan şevinde meydana gelen devrilme yenilmeleri nedeniyle gerek örtü gerekse de kömür çıkarımına yönelik kazıların yapılabilmesi güvenlik açısından tehlike oluşturmuştur. Bunun giderilebilmesi için, proje kazı sınırı tehlikeli bölgenin batısına, 520 m kotlarına çekilmiştir. Bu sınırın belirlenmesinde, devrilen kaya parçalarının maksimum yuvarlanma mesafeleri dikkate alınmıştır. Proje kazı sınırı; farklı şev yüksekliklerinde tehlikeli alan için 135 m ile 200 m arasında değerler aldığı belirlenmiştir.

670 topuğunun üzerinde yeralan 26, 27 ve 30 nolu deformasyon ölçüm noktalarında maksimum çatlak açıklığı  $\geq 38.53$  cm ve maksimum hız değerleri  $v \geq 6.05$  mm/gün olarak saptanmıştır. Bu hareketler 30 Mart 2016 ile 02 Haziran 2016 tarihleri arasındaki 64 günlük zaman aralığında, proje kazı sınırının dışında yapılan örtü kazıları nedeniyle meydana gelmiştir. İlk devrilme yenilmesi 05 Haziran 2016 tarihinde 27 nolu ölçüm noktasında (toplam hareket miktarı: 60.53 cm, hareketin hızı: 13 mm/gün) meydana gelmiştir. Devrilme yenilmelerinin ilk gözlemlendiği alan, 670 topuğunun kuzey ucunda,  $H_{şev} > 100$  m olduğu, kuzeyi ve batısı faylarla sınırlı, göreceli yüksek örselenmeye maruz kalmış bir alandır. Devrilme yenilmelerinin gözlemlendiği bu ilk dilim güneyden de  $>55$  cm süreksizlik açıklık konturuyla sınırlıdır. 670 topuğu şevinde gözlenen devrilme yenilmelerinin, şev

yüzeyinden şev gerisine doğru (Eynez fayına doğru) ilerleyen kütle hareketleri olduğu ortaya çıkmıştır.

KDD – GBB gidişli faylı dere yatağı, Eynez fayını dikine kesmekte ve çatlak sularını taban kayacından açık ocak şevlerine doğru boşaltmaktadır. Eynez fay zonunun diğer kesimlerine göre bu faylı dere yatağı boyunca kütle hareketleri meydana gelmiştir. Bu zon boyunca kütle hareketlerinin oluşmasında “taban kili+su+Eynez fayının deformasyon zonu” birlikte rol almıştır. Bu nedenle, 26, 27 ve 30 nolu deformasyon ölçüm noktalarının bu faylı dere yatağına en yakın ölçüm noktaları olduğu da unutulmamalıdır.

## KAYNAKLAR

- Anon 1979a. Classification of rocks and soils for engineering geological mapping, Part – 1, Rock and soil materials. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 19, 364 – 371.
- Bandis S. C., Lumsden A. C., Barton N. R., 1983. Fundamentals of rock joint deformation. International Journal of Rock Mechanics Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 20, 249-268.
- Barton, N.R., 1972. A model study of rock-joint deformation. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 9, 579-602.
- Brideau, M. A. Stead, D., 2009. Controls on block toppling using a three-dimensional distinct element approach. Rock Mechanics and Rock Engineering, 43, 241 – 260.
- Bobet, A., 1999. Analytical solutions for toppling failure (Technical note). International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 36, 971 – 980.
- Goodman, R. E., 1976. Methods of Geological Engineering in Discontinuous Rocks, West Publishing Co. St Paul. MM, 472 p.

- Goodman, R. E., Bray, J. W., 1976. Toppling of rock slopes. Proceedings of the specialty conference on rock engineering for foundations and slopes, pp. 201-234.
- Hoek, E., Bray, J., 1974. Rock Slope Engineering, Institution of Mining and Metallurgy, Printed in Great Britain by Unwin Brothers Lim., London, 309 p.
- Hoek, E., Diederichs, M. S., 2006. Empirical estimation of rock mass modulus. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 43, 203 – 215.
- ISRM (International Society for Rock Mechanics), 2007. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: Eds: Ulusay, R. Hudson, J.A., 678 p.
- Itasca, 2000. UDEC (Universal Distinct Element Code) Version 3.0. User's Manual.
- Kincal, C., Koca, M. Y., 2009. A proposed method for drawing the great circle representing dip angle and strike changes. Environmental and Engineering Geoscience, Vol. XV, 3. August, 145 – 185.
- Koca, M. Y., Kincal, C., 2004. Abandoned stone quarries in and around the İzmir city centre and their geo-environmental Impacts-Turkey. Engineering Geology, 75, 49 – 67.
- Marinos, P., Hoek, E., 2001. Estimating the geotechnical properties of heterogeneous rock masses such as flysch. Bulletin Engineering Geology and Environment, 60, 85-92.
- Matterson, G. D., 1988. The collection and use of field discontinuity data in rock design. Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology, 22, 19 – 30.
- Nassir M., Settari A., Wan R., 2009. Joint stiffness and deformation behaviour of discontinuous rock. Journal of Canadian Petroleum Technology, 49 (9), 78-86.
- Norrish, N. I., Wyllie, D. C., 1996. Rock slope stability analysis. In: Special Report, 247: Landslides: Investigation and Mitigation, A. K. Turner and R. L. Schuster (eds.), TRB, National Research Council, Washington D. C., pp. 391 – 425.
- Rocscience Inc., 2004. Rocfall v.4.0.3.9-Statistical analysis of rockfalls. Toronto, Ontario, Canada.
- Rocscience Inc., 2020. RocTopple v2.002, Toppling failure analysis. Toronto, Ontario, Canada.
- Rocscience Inc., 2008 Phase2 v7.0, Finite Element Analysis for Excavations and Slopes; Toronto, Ontario, Canada.
- Son, B. K., Lee, Y. K., Lee, C. I., 2004. Elasto-plastic simulation of direct shear test on rough rock joints. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Proceedings of the ISRM Sinorock 2004 symp., 41 (1)supplement 1, pp. 354–359.
- Wyllie, D. C. & Mah, C. W., 2004. Rock Slope Engineering: 4<sup>th</sup> Edition, Spon Press, London and New York, 432 p.
- Wyllie, D. C., 1989. Toppling rock slope failures, examples of analysis and stabilization. Rock Mechanics, 13, 89 – 98.
- Yoon, W. S., Jeong, U. J., Kim, J. H., 2002. Kinematic analyses for sliding failure of multi-faced rock slopes. Engineering Geology, 67, 51 – 61.



Araştırma Makalesi / Research Article

## Blokların Fraktal Boyutunun Bloklü Piroklastik Kayaların Makaslama Dayanımına Etkisi

*Effect of Fractal Dimension of Blocks on the Shear Strength of Blocky Pyroclastic Rocks*

Elif AVŞAR 

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

Geliş (Received): 19 Kasım (November) 2020 / Düzeltme (Revised): 29 Aralık (December) 2020 / Kabul (Accepted): 04 Ocak (January) 2021

### ÖZ

Bu çalışmada, piroklastik çökellerden oluşan bir tür bloklü kaya kütlelerinin makaslama dayanımı ile bu kaya kütlelerinin içerdiği blokların fraktal boyutu arasındaki ilişkiler araştırılmıştır. Çalışma kapsamında, jeo-mekanik açıdan “hamurda kaya” olarak tanımlanan bir bloklü piroklastik kaya kütlelerinden derlenen örnekler üzerinde üç eksenli makaslama deneyleri uygulanmıştır. Hamurda kayanın kohezyonu ( $c$ ) ve içsel sürtünme açısı ( $\phi$ ) değerleri belirlenmiştir. Bununla birlikte, fraktal boyut çözümlenmeleri ve sayısal görüntü işleme analizleri yardımıyla hamurda kayanın içerdiği blokların parçalanma fraktal boyutu ( $D_F$ ) ve pürüzlülük fraktal boyutu ( $D_R$ ) değerleri hesaplanmıştır. Ayrıca, hamurda kayanın ve bu kaya kütlelerinin içerdiği matriks ve blok bileşenlerinin de tek eksenli sıkışma dayanımı değerleri belirlenmiştir. Elde edilen sonuçlara göre,  $D_R$  ve  $D_F$  ile  $c$  ve  $\phi$  arasında pozitif ve negatif doğrusal ilişkilerin olduğu görülmüştür.  $D_R$  ve  $D_F$  değerlerinin her ikisinin de artmasına bağlı olarak  $\phi$  değerleri artış gösterirken,  $c$  değerlerinin ise azaldığı belirlenmiştir.  $D_R$ 'nin artmasıyla  $\phi$ 'nin artış göstermesi blok yüzeylerinin pürüzlülüğünün artmasına bağlı olarak makaslama gerilmelerine karşılık sürtünmenin de arttığının işaretidir. Sonuç olarak,  $D_R$ 'nin artmasıyla pürüzlü blok yüzeyleri ile matriks arasındaki temas alanlarının genişlediği ve böylece kaya kütlelerini gevşeten zayıflık zonlarının artmasına bağlı olarak kohezyonun azalabileceği sonucuna ulaşılmıştır.

**Anahtar Kelimeler:** Blok Pürüzlülüğü, Fraktal Boyut, Hamurda Kaya, Makaslama Dayanımı

### ABSTRACT

In this study, the relationships between shear strength of a blocky rock mass consisting of pyroclastic deposits and the fractal dimension of the blocks within the rock mass were investigated. Within the scope, triaxial shear tests were performed on specimens extracted from a blocky pyroclastic rock mass that defined as “bimrock” in terms of geo-mechanical description. Thereby, cohesion ( $c$ ) and internal friction angle ( $\phi$ ) values of the rock mass were determined. Fragmentation fractal dimension ( $D_F$ ) and roughness fractal dimension ( $D_R$ ) values of the blocks within the rock mass were calculated through the fractal dimension solutions and digital image processing analysis. In addition, uniaxial compressive strength of the rock and the matrix component of this rock mass were determined. The results revealed that there are positive and negative linear relationships between  $D_R$  and  $c$ ,  $\phi$  and between  $D_F$  and  $c$ ,  $\phi$  pairs. It is determined that, while the values of both  $D_R$  and  $D_F$  increase, the values of  $\phi$  increase and vice versa for cohesion. The increase of  $\phi$  with the increase of  $D_R$  is an indication that the friction also increases by applied shear stresses due to the increase in the roughness of the block surfaces. Finally, the increasing of  $D_R$  yielded an increase in the sum of the surface areas of the contacts between the matrix and blocks. Thus, the cohesion decreases due to the probable increase of weakness zones that loosen the rock mass.

**Keywords:** Bimrock, Fractal Dimension, Roughness of Blocks, Shear Strength

## GİRİŞ

Mandelbrot (1967 ve 1982)'un öncü çalışmaları üzerine kurulan ve bilim dünyasında oldukça ilgi gören fraktal geometri drenaj ağları, gözenekli ortamlar, jeolojik yapılar, kanser hücresi araştırmaları, insan fizyolojisi, ekonomi parametreleri, uzay bilimleri vb. olmak üzere çok geniş bir yelpazedeki nesnelere karakterize etmek için kullanılmaktadır. Fraktal sözcük anlamı olarak kırıklı ya da parçalı demektir. Oransal kırılma özelliği gösteren ve farklı ölçeklerde kendini şekilsel olarak tekrar eden geometrik şekiller “fraktal” olarak tanımlanmaktadır. Mandelbrot (1967) düzensiz, pürüzlü ve kırıklı geometrideki doğal şekilleri matematiksel olarak tanımlamak amacıyla “Fraktal Boyut, (D)” teorisini geliştirmiştir. Tüm fraktallar kendine benzer ya da en azından istatistiksel olarak kendine benzer özellikler gösterirler. Kendine benzer bir nesnede nesneyi oluşturan parçalar ya da bileşenler cismin bütününe benzer. Düzensiz ayrıntılar ya da desenler giderek küçülen ölçeklerde yinelenir ve tümüyle soyut nesnelere bu benzerlik sonsuza kadar sürebilir. Son yıllarda kaya süreksizliklerinin yüzey pürüzlülüğü, zeminleri oluşturan minerallerin şekilsel özellikleri, fay düzlemlerinin ve kırıklı-çatlaklı ortamların karmaşık geometrilerinin sayısal ifadesi için fraktal boyut teorisi güvenilir ve pratik bir yöntem olması açısından tercih edilmektedir (örn. Barton vd., 1995; Gimknez vd., 1997; Sahimi, 2011; Ghanbarian vd., 2015).

İnce taneli zayıf bir matriks (bağlayıcı malzeme) içerisinde daha sağlam blokların bulunduğu pekişmiş ya da gevşek haldeki kaya kütleleri “bimkaya (bimrock)” ya da “hamurda kaya” olarak tanımlanmaktadır (Medley, 1994; Medley ve Lindquist, 1995; Medley, 2002). Bu tür kaya kütlelerinin yanı sıra, matriksin zeminden oluşması ve kaya

bloklarının kolaylıkla matriksten ayrılması halinde bu çökeller bimzemin ya da zemin-kaya karışımı (SRM) (Xu vd., 2007; Coli vd., 2011; Xu vd., 2011; Whang vd., 2016; Zhang vd., 2016) olarak da bilinmektedirler. İri taneli piroklastik kayalar, volkanoklastik kayalar, makaslanmış serpantinler, zemin-kaya karışımları, melanjlar ve fay kayaları gibi bloklar içeren kaya kütleleri tipik hamurda kaya örnekleri olarak gösterilmektedirler (Medley, 1994; Lindquist ve Goodman, 1994). Hamurda kayalar, heterojen yapıları ve kısa mesafelerde oldukça değişken olabilen blok dağılımları sebebiyle mühendislik uygulamaları açısından problemlere neden olan kaya kütleleridir. Bu nedenle, hamurda kayaların içinde/üzerinde inşa edilecek yapılarda gelişebilecek sorunların belirlenmesi ve bu sorunların giderilmesi için bu tür kaya kütlelerinin makaslama davranışının araştırılması ve makaslama dayanımının belirlenmesi oldukça önemlidir.

Son yıllarda, artan mühendislik uygulamalarının gereklilikleri doğrultusunda, hamurda kayalar araştırmacıların ilgisini çekmeye ve popüler bir araştırma konusu olmaya başlamıştır. Buna rağmen, önceki çalışmaların tümü değerlendirildiğinde, hamurda kayaların jeo-mühendislik karakterizasyonuna ilişkin konuların araştırılmasında halen önemli eksiklikler söz konusudur. Özellikle, laboratuvar ve arazi deneyleri için örnek hazırlamadaki zorluklar nedeniyle bu tür kaya kütleleri diğer kayalara oranla daha az araştırılan ve dolayısıyla jeo-mekanik açıdan belirsizliği çok olan bir kaya türüdür. Hamurda kayaların en önemli özelliği bloklar içermeleri nedeniyle heterojen bir yapıya sahip olmalarıdır. Hacimsel blok oranı, blok boyutu dağılımı, blok yüzeylerinin pürüzlülüğü, matriksin dayanımı ve kaynaklanma miktarı gibi içsel ve yapısal özellikler bu türdeki kaya kütlelerinin fiziksel durumunu kontrol

eden ve dayanımını etkileyen en önemli parametrelerdir. Bu çalışmada “blok boyutu dağılımı” ve “blok yüzeylerinin pürüzlülüğü” olmak üzere iki parametre dikkate alınmış ve bunların makaslama dayanım parametrelerine olan etkisi araştırılmıştır. Her iki parametreyi de matematiksel olarak ifade etmek için fraktal boyut geometrisi kullanılmıştır. Fraktal boyut hesaplamaları uygulanarak hamurda kayanın içerdiği blokların; blok boyutu dağılımı “parçalanma fraktal boyutu,  $D_F$ ” ile blok yüzeylerinin pürüzlülüğü ise “pürüzlülük fraktal boyutu,  $D_R$ ” ile sayısal olarak boyutlandırılmıştır.

Altınsoy (2006), santimetre boyutunda kırarak hazırladığı andezit blokları ve laboratuvarında çimentoyla hazırladığı bağlayıcı malzemeyi karıştırarak yapay hamurda kaya örnekleri hazırlamıştır. Araştırmacı, farklı hacimsel blok oranına (HBO) sahip yapay hamurda kaya örnekleri üzerinde üç eksenli sıkışma dayanımı deneyleri uygulamıştır. Altınsoy (2006), HBO'nun azalmasına koşut olarak içsel sürtünme açısının arttığını, kohezyonun ise azaldığını belirlemiştir. Coli vd. (2011), HBO'nun %18 ile %26 arasındaki değerlerinde kohezyonun ani bir şekilde azaldığını ve bu düşük değerlerde kohezyonunla HBO arasında anlamlı bir ilişki olmadığını belirlemiştir. HBO ile makaslama dayanımı parametreleri arasındaki ilişkilerin incelendiği bazı önceki çalışmalar olmasına rağmen, blokların fraktal boyutu ile makaslama dayanım parametreleri arasındaki ilişkilerin araştırıldığı herhangi bir önceki çalışmaya rastlanmamıştır. Avsar (2020) ise Sille (Konya)'daki pekişmiş volkanik hamurda kayaların tek eksenli sıkışma dayanımının tahmini için bağımsız parametre olarak HBO ve blok sayısının ( $B_N$ ) yanı sıra blokların fraktal boyutlarını da kullanmıştır. Bu çalışmaların yanı sıra, Zorlu (2008) tarihi Olba (Mersin) şehrindeki yapılarda yapı taşı olarak

kullanılan kayaların bozunma derecesini tayin etmek için Schmidt deneyleri uygulamış ve farklı bozunma derecelerindeki yapı taşlarının fraktal boyutlarını belirlemiştir.

Bu çalışmada, tipik bir pekişmiş hamurda kayanın içerdiği bloklarının pürüzlülük ve parçalanma fraktal boyutlarının belirlenmesi ve bu özelliklerin kaya kütlelerinin makaslama dayanımına etkisinin incelenmesi amaçlanmıştır. Bu amaçla, üç eksenli sıkışma deneyleriyle kaya kütlelerinin makaslama dayanımı parametreleri kohezyon ( $c$ ) ve içsel sürtünme açısı ( $\phi$ ) belirlenmiştir. Bununla birlikte, hamurda kayanın içerdiği blokların blok boyutu dağılımı ve blok yüzeylerinin pürüzlülüğünün fraktal boyutlarının hesaplanması için sayısal görüntü işleme analizleri ve bazı hesaplamalar yapılmıştır. Tüm parametreler belirlendikten sonra, blokların fraktal geometrilerinin makaslama dayanımına etkisi grafikler yardımıyla ilişkiler incelenerek değerlendirilmiştir.

## HAMURDA KAYANIN YAPISI VE GENEL ÖZELLİKLERİ

Bu çalışmada, Konya'daki Tatköy Mahallesi'nin batısında yüzeylenen piroklastiklerden (Şekil 1) örnekler alınmış ve bu çökellerin kuru birim ağırlık, tek eksenli sıkışma dayanımı, kohezyon ve içsel sürtünme açısı gibi bazı fiziksel ve jeo-mekanik özellikleri belirlenmiştir. Konya'da birçok yerde yüzeylenen Miyosen-Pliyosen yaşlı Sulutaş volkanitleri ve Erenler Dağı-Alacadağ volkanik kompleksi; andezitik dayklar, domlar, akma-yağma çökelleri, epivolkanoklastikler ve lav akıntılarında oluşmaktadırlar (Eren, 1993; Özkan, 1998). Bu piroklastikler çok aşamalı bir volkanik faaliyetin çökelleridir (Keller vd., 1977; Besang vd., 1977). Tatköy, Sarayköy ve Sille'deki akma-yağma çökelleri, volkanoklastik

çökeller ve tüfitler Sulutaş volkanitleri olarak bilinmektedirler (Eren, 1993; Özkan, 1998). Tatköy civarındaki bazı piroklastikler, blok-kül akma-yağma çökelleri olup, bu birimler genellikle andezit/dasit blokları ve bu blokların içinde bulunduğu kül-lapilli boyutundaki volkanik kökenli bağlayıcı malzemedir oluşmaktadır. Özkan (1998) bu birimlerin yaşını Geç Miyosen-Erken Pliyosen olarak belirlerken,  $^{40}\text{Ar}-^{39}\text{Ar}$  çözümlenmeleri yapan Koç vd. (2012) ise  $11.88 \pm 0.26$  ile  $11.67 \pm 0.24$  My arasında değiştiğini belirlemişlerdir. Söz konusu volkanik kayaları kaya mühendisliği açısından değerlendirildiğinde “düşük dayanıma sahip pekişmiş volkanik hamurda kaya” olarak tanımlamak mümkündür (Şekil 1b). Tatköy mahallesi'nin yaklaşık 1 km

batisındaki 2 lokasyonda örnekleme çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Bu kapsamda, yamaçlardan koparak düşen yaklaşık  $0.5-1 \text{ m}^3$  boyutlarındaki iri kaya blokları toplanarak laboratuvara nakledilmiştir. Laboratuvarda bu bloklardan 64 mm çapında karot örnekleri hazırlanmıştır. Arazi gözlemlerinde, araştırılan hamurda kaya kütlelerinin içerdiği bloklar ve matriksin renk tonu ve şekil özellikleri açısından açık bir şekilde ayırt edilebilmektedir. Bu bileşenlerin kaya türü açısından tanımlanması amacıyla hem bloklardan hem de matriks kısmından örnekler derlenerek ince kesitler hazırlanmıştır. İnce kesitlerde yapılan mikroskobik analizler sonucunda blokların andezit/dasit, matriksin ise kül-lapilli boyutundaki volkanik çökeller olduğu belirlenmiştir.



Şekil 1. Konya Tatköy Mahallesi'ndeki hamurda kayalara ait (a) bir yüzleğin ve (b) bloklar ve matriksin yakından görüntüsü.

*Figure 1. View from (a) an outcrop and (b) a close-up view from blocks and matrix in the bimrocks in Tatköy District, Konya.*



## KAYA KÜTLESİNDEKİ BLOKLARIN FRAKTAL BOYUTU

Mandelbrot (1982), fraktal kümeler olarak adlandırdığı geometrik ve rastlantısal (stokastik) karakterdeki matematiksel fonksiyon kümelerini incelemiştir. Topografik rölyefden süzölmeye kadar birçok doğal oluşumu benzeştirmek ya da modellemek için rastgele fraktal kümelerin istatistiksel modeller şeklinde kullanılabileceğini grafik gösterimler sunarak ortaya koymuştur. Rastgele ve rastgele olmayan fraktal fonksiyonlar sürekli olmalarına rağmen, bu fonksiyonların herhangi bir noktada en azından belirli bir ölçek aralığı için değişkenlik göstermemesi temel özellikleridir.

Doğal ya da yapay herhangi bir varlığın pürüzlülüğünü fraktal boyut teorisi ve bu teorenin içerdiği hesaplama yöntemleriyle sayısal olarak tanımlayabilmek mümkündür. Kabartılardan oluşan bir yüzeyin tek boyuttaki dikey kesitinin fraktal boyutu 1 ve 2 arasında değişirken, iki boyutlu bir yüzeyin fraktal boyutu ise 2 ile 3 arasında değişmektedir. Fraktal boyut ( $D$ )'nin en genel denklemi Eşitlik 1'de verilmiştir (Mandelbrot, 1982).

$$D = \log(N) / \log[1/r(N)] \quad (1)$$

Burada;  $r$  ( $N$ ) benzerlik oranı,  $N$  ise benzerlik oranına (ya da ölçeğe) bağlı olarak üst

üste çakışmayan ve birbirine benzer parçaların sayısıdır. Bu eşitlik kullanılarak, geometrik olarak üretilen çizgisel ya da düzlemsel desenlerin  $D$  değeri hesaplanabilmektedir (Şekil 2). Şekil 2a'daki birim uzunluk  $r(N) = 1/4$  oranıyla bölünmüş ve b'deki fraktal eğrisi  $N=8$  parçadan oluşmuştur. Şekil 1c'de ise aynı süreç tekrarlanma oranı  $r(N) = 1/16$  ve  $N=64$  parça olacak şekilde Koch eğrisinin çizimi devam etmiştir. Böylece, bu çizgisel kırıklı eğrinin fraktal boyutu Eşitlik 1 kullanılarak, Eşitlik 2'deki gibi  $D=1.5$  olarak hesaplanır.

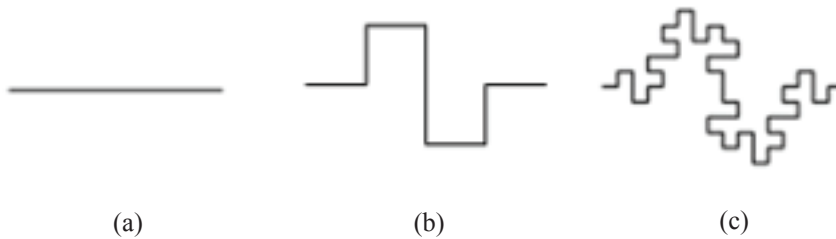
$$D = \log(64) / \log(16) = 1.5 \quad (2)$$

## Kırıntıların Dağılımının Fraktal Boyutu

Mandelbrot (1982), parçalanmış ya da kırıklı nesnelerin boyut dağılımının fraktal boyutunu belirlemek amacıyla Eşitlik 3'ü önermiştir. Bu eşitlik jeolojik açıdan kırıklı ya da bloklu malzemelerin tane boyu dağılımının parçalanma fraktal boyutunu ( $D_f$ ) belirlemek amacıyla da kullanılmaktadır.

$$N(R>r) = cr^{-D_f} \quad (3)$$

Burada;  $N(R>r)$  blokların  $r$ 'den büyük  $R$  gibi bir çizgisel büyüklüğünün kümülatif frekansı,  $D_f$  parçalanma fraktal boyutu ve  $c$  ise en büyük blok boyutuyla ilişkili bir katsayıdır.



Şekil 2. Von Koch fraktal eğrisinin farklı ölçeklerdeki görüntüsü.

Figure 2. View of the Von Koch fractal curve at different scales.



Medley (1994, 2002) ve Medley ve Lindquist (1995) hamurda kayayı ilişkili olan mühendislik yapısının boyutlarını dikkate alarak blok/matriks sınır boyutlarını tanımlamışlardır. Buna göre, baraj temelinin genişliği, karot çapı, tünelin aynasının genişliği gibi boyutlar “karakteristik mühendislik boyutu,  $L_c$ ” olarak tanımlanmıştır. Medley ve Lindquist (1995) en küçük ve en büyük blok boyutlarını  $L_c$  değerini dikkate alarak, en küçük blok boyutunu  $d_{min}=0.05L_c$  ve en büyük blok boyutunu ise  $d_{max}=0.75L_c$  olarak önermişlerdir. Bu çalışmada,  $L_c$  karot çapı olup  $D=64$  mm’dir. Böylece,  $d_{min}$  ve  $d_{max}$  değerleri sırasıyla 3.2 mm ( $d_{min}=64*0.05$ ) ve 48 mm ( $d_{max}=64*0.75$ ) olarak belirlenmiştir. Sonuç olarak, 3.2 mm çapından daha küçük çapa sahip taneler matriks ve 3.2 mm ile 48 mm arasında değişen çaplardaki taneler ise blok olarak değerlendirilmiştir.

Fotoğraflar ya da çizimler üzerinde uygulanan bir yöntem olan iki boyutlu sayısal görüntü işleme yöntemi kısa zaman alan, pratik ve düşük maliyetli bir uygulamadır. Fotoğraflar kullanılarak blokların kapladığı alanlar üzerinde sayısallaştırma yapılabilmesi için matriks ve bloklar arasında yeterli renk tonu zıtlığının olması gerekmektedir. Ancak, incelenen hamurda kayadaki blok ve matriksin renk tonları birbirine çok yakın olduğundan, fotoğraflar çekilerek bunların üzerinden sayısallaştırma yapılamamıştır. Bunun yerine, deneyler yapılmadan önce karot örneklerinin içerdiği blokların alansal dağılımının belirlenmesi amacıyla; karotlara şeffaf kağıtlar sarılarak blok sınırları tek tek elle çizilmiştir. Bu işlem her bir karotun yanal yüzey alanları ile alt ve üst dairesel kısımları için uygulanmıştır. Karotların yüzeyinde görünen blokların ölçekli olarak üstüne çizildiği şeffaf kağıtlar taranarak bilgisayar ortamına aktarılmıştır. Sayısal görüntü işleme analizleri kapsamında “Fiji-ImageJ”

(Schindelin vd., 2012) programı kullanılmıştır. Bu programa yüklenen her karotun görüntüsü ölçek kullanılarak “ölçek ayarlama (set scale)” aracı kullanılarak sayısallaştırılmıştır. Daha sonra, her bir bloğun kapladığı alanın belirlenebilmesi için kenar çizgileri çizilmiş olan blokların içi siyah renkle boyanmıştır. Kalan beyaz alanlar ise matrikse ait alanlardır. Son aşamada, görüntüler 8-bit’e dönüştürülmüş ve tanecik analizleri aracı kullanılarak; karot örneklerinin içerdiği blokların alanı, çevre uzunluğu, kumpas (feret) çapı gibi özellikleri tayin edilmiştir. Önceki çalışmalarda olduğu gibi (Haneberg, 2004; Sönmez vd., 2005; Kahraman vd., 2008; Coli vd., 2011;) alansal blok oranı değerleri hacimsel blok oranı (HBO) değerlerine eşit varsayılmıştır. Analiz sonuçlarına göre, karotların HBO değerleri %30 ile %44 arasında değişmektedir. Karotların içerdiği bloklara ait çap değerleri ve blok sayıları görüntü işleme analizlerinden elde edildikten sonra blok çapının frekans dağılımı grafikleri çizilmiştir. Bu log-log grafiklere ait eğrilerin denklemleri Eşitlik 3’e uygun şekilde kullanılarak her karotun  $D_f$  değeri belirlenmiştir. Buna göre, karotların  $D_f$  değerleri 1.436 ile 1.954 arasında değişmektedir. Blok boyutu dağılımına göre  $D_f$  değerleri değerlendirildiğinde; görece iri bloklardan daha fazla sayıda ince bloklar içeren karotların  $D_f$  değerleri yüksekken, buna karşın ince bloklardan daha fazla sayıda iri bloklar içeren örneklerin ise  $D_f$  değerlerinin azaldığı belirlenmiştir.

### Alan-Çevre (A-Ç) Yöntemi

Mandelbrot (1977) düzlemsel yüzeylerin fraktal geometrilerini incelemek amacıyla Alan-Çevre (A-Ç) yöntemini önermiştir. A-Ç yöntemi bir şeklin çevresinin kıvrımlanma ya da pürüzlülük derecesinin karışıklığı hakkında bilgi verir. Bu karışıklık, Eşitlik 4’deki çevrenin

fraktal boyutu (D) ile karakterize edilebilir. A-Ç yöntemine ait denklem Eşitlik 4'de verilmiştir. Daire ve kare gibi çevreleri düz olan geometrik şekiller  $C \sim A^{1/2}$  ile ifade edilirler ve bu şekillerin D değeri çizgisel unsurların fraktal boyutu olan  $D=1$ 'e eşittir. Eğer bir şeklin çevresi çevrelediği alanın içini dolduracak kadar pürüzlü ya da kıvrımlı olursa bu durumda D değeri 2'ye yaklaşır.

$$c = (C)^{1/D_R} / (A)^{1/2} \quad (4)$$

Burada; c benzer fraktal şekiller için bir sabit,  $D_R$  ise pürüzlülük fraktal boyutudur. Bu eşitliğin her iki tarafının logaritması alındığında alan ve çevre arasında doğrusal bir ilişki elde edilmektedir. Böylece, m bu ilişkiye ait doğrunun eğimi olup,  $D_R = 2/m$  olarak hesaplanır. Hesaplamalar sonucunda, hamurda kaya karotlarının içerdiği blokların  $D_R$  değerlerinin 1.029 ile 1.061 arasında değiştiği belirlenmiştir.

## HAMURDA KAYANIN DAYANIMI VE FRAKTAL BOYUT İLİŞKİLERİ

### Hamurda Kayanın Makaslama Dayanımı ve Tek Eksenli Sıkışma Dayanımı

Bu çalışmada örnek hazırlama çalışmaları Konya Teknik Üniversitesi Kaya Mekaniği Laboratuvarı'nda gerçekleştirilmiş olup, karotlar alınırken bazı güçlüklerle karşılaşmıştır. Dünya genelinde hamurda kayalardan, özellikle matriksi zemin olan kaya kütlelerinden standartlara/ önerilmiş yöntemlere göre örselenmemiş örneklerin hazırlanması oldukça zordur. Örnek hazırlamada karşılaşılan sorunlar nedeniyle bazı araştırmacılar arazi makaslama deneylerini

uygulamışlardır (Li vd., 2004; Xu vd., 2007; Coli vd., 2011). Diğer taraftan, hamurda kayaların makaslama dayanımını araştıran ve standartlara uygun özelliklerde örnek hazırlayabilen araştırmacılar (Lindquist, 1994; Goodman ve Ahlgren, 2000; Sönmez vd., 2006; Altınsoy, 2006; Kahraman vd., 2008; Kalender vd., 2014; Zhao ve Liu, 2018) laboratuvarında dayanım deneyleri yapmışlardır. Bu çalışmada ise laboratuvarında karot alınırken birçok örnek blok matriks temas yüzeylerinin olduğu kısımlardan parçalanarak dağılmıştır. Karot alırken zayıf kayalardan örnek alınması için üretilen elmas uçlu karotiyer kullanılmıştır. Buna ek olarak, karot alma makinesinde hızlı ve yavaş dönme hızlarının her ikisinin de denenmesine rağmen birçok karot daha kaya örneklerinden çıkarılmadan ya da alt ve üst yüzeyleri düzeltilirken parçalanmışlardır. Bu nedenle, çalışma kapsamında standartlara uygun boyut ve özelliklerde sınırlı sayıda örnek hazırlanabilmiştir. Örneklemeler yapılırken malzeme özelliklerinin belirgin biçimde farklılaşmaması için arazideki dar bir alanda örneklemelerin gerçekleştirilmesine özen gösterilmiştir. Makaslama deneyleri için 27 ve tek eksenli sıkışma (UCS) deneyleri için 10 adet olmak üzere toplam 37 adet hamurda kaya karot örneği hazırlanmıştır (Şekil 3c). Ayrıca, hamurda kaya kütlelerinde yer yer çok iri bloklar olduğu bölgeler ayırt edilmiş ve içinden karot alınabilecek kadar iri blokların yoğun olduğu yerlerden örnekler alınmıştır. Bununla birlikte, matriksin yoğun olduğu kısımlardan da karot örnekler alınması için kaya parçaları toplanmıştır. Böylelikle, hamurda kayanın matriks ve blok bileşenlerine ait kısımlardan ayrı ayrı olmak üzere 6'şar adet toplam 12 karot örneği (Şekil 3a ve 3b) derlenmiştir.



(a)



(b)



(c)

Şekil 3. Laboratuvarında hazırlanan karotlara ait görüntüler (a) blok bileşeninden alınan UCS deneyi için hazırlanan karotlar, (b) matriks bileşenine ait bir örnek, (c) makaslama deneyi için hazırlanan bir hamurda kaya örneği.

*Figure 3. Images of the cores prepared in the laboratory, (a) cores prepared for the UCS tests taken from the block component, (b) a specimen from the matrix component, (c) a bimrock specimen prepared for the shear test.*

$D_R$  ve  $D_F$ 'nin  $c$  ve  $\phi$  üzerindeki etkisinin net bir şekilde gözlemlenebilmesi amacıyla HBO değerleri birbirine yakın olan karot örnekleri deneylere tabi tutulmuştur. Bu sayede, HBO'nun etkisi en aza düşürülerek, direk olarak blok şeklinin ve blok boyutu dağılımının dayanım üzerindeki etkisinin ortaya konulması planlanmıştır. Üç eksenli sıkışma dayanımı deneyleri için 3'er adet örnekten oluşan deney setleri oluşturulmuştur. HBO değerleri %30 ile %44 arasında değişen toplam 27 örnek üzerinde 9 set üç eksenli sıkışma dayanımı deneyi Ankara Üniversitesi

Jeoloji Mühendisliği Bölümü Mühendislik Jeolojisi Laboratuvarı'nda gerçekleştirilmiştir. Dayanım deneyleri için ISRM (2007) tarafından önerilen yöntemler esas alınmış ve deneyler sabit yükte en yüksek kapasitenin %0.005'i kadar hassasiyette çalışan 500 kN kapasiteli bir kaya presi kullanılarak yapılmıştır. Üç eksenli sıkışma dayanımı deneylerinde 0.5, 1.0 ve 1.5 MPa çevre basınçları uygulanmış olup, Mohr-Coulomb yenilme kriterine uygun olarak  $c$  ve  $\phi$  değerleri hesaplanmıştır.

Hamurda kaya ve bileşenlerinin kuru birim ağırlığı, tek eksenli sıkışma dayanımı, kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerleri bazı istatistiksel sonuçlarla birlikte Çizelge 1’de sunulmuştur. Deney sonuçlarına göre, hamurda kayanın kohezyonu 0.59 ile 1.93 MPa arasında ve içsel sürtünme açısı değerleri ise 32° ile 48° arasında değişmektedir. Makaslama deneylerinin yanı sıra, hamurda kayanın kohezyonunun matriksin dayanımından da etkilenebileceği göz önüne alınarak, matriks dayanımının hangi aralıkta değiştiğinin gözlenmesi için matriks örneklerinin tek eksenli sıkışma dayanımı (UCS) belirlenmiştir. Buna göre, 6 adet matriks karotunun UCS değerlerinin 3.49 ile 4.68 MPa arasında değişim gösterdiği belirlenmiştir. UCS değerlerinin standart sapması oldukça düşük olan (Çizelge 1) olan matriksin dayanımının dar bir aralıkta değişim gösterdiği anlaşılmıştır. Hamurda kayanın blok bileşenine ait karotların UCS değerlerinin ise 8.45 ile 12.82 MPa arasında değiştiği saptanmıştır. Bu sonuçlar dikkate alınarak, kohezyon ile fraktal boyut arasındaki ilişkiler değerlendirilirken örneklerin matriks değerlerinin neredeyse aynı olduğu varsayımı yapılmıştır. Son olarak, 10 adet hamurda kaya

örneğine tek eksenli sıkışma dayanımı deneyleri uygulanmıştır. Deney sonuçlarına göre, hamurda kayanın UCS değerleri 4.69 ile 7.98 MPa arasında değişmektedir.

### **$D_F$ ve $D_R$ ile Makaslama Dayanım Parametreleri Arasındaki İlişkiler**

Hamurda kaya örneklerin  $D_F$  ve  $D_R$  değerleri ile  $c$  ve  $\phi$  arasındaki ilişkiler incelenmiştir. Şekil 4’deki grafiklerden de görüldüğü gibi söz konusu parametreler arasında belirtme katsayıları ( $R^2$ ) yüksek doğrusal ilişkilerin olduğu belirlenmiştir. Hamurda kayanın içerdiği blokların  $D_R$ ’si artarken  $\phi$  değerleri de artış göstermektedir. Buna karşın,  $D_R$  ile  $c$  arasında ters orantılı (negatif) doğrusal bir ilişkinin olduğu görülmüştür. Diğer taraftan,  $D_F$  ile olan ilişkileri incelediğimizde,  $D_F$  ile  $\phi$  arasında pozitif doğrusal bir ilişki varken,  $D_F$  ile  $c$  arasında negatif doğrusal bir ilişki olduğu belirlenmiştir. Öneklerin HBO değerlerinin ve matriks dayanımlarının birbirlerine çok yakın oldukları dikkate alındığında, blokların fraktal boyut geometrilerinin  $c$  ve  $\phi$ ’yi oldukça önemli oranda etkilediği Şekil 4’teki grafiklerde görülen doğrusal ilişkiler ve bu ilişkilere ait  $R^2$  değerlerinden de anlaşılmaktadır.

Çizelge 1. Hamurda kaya ve bileşenlerinin kuru birim ağırlığı ve jeomekanik özellikleri.

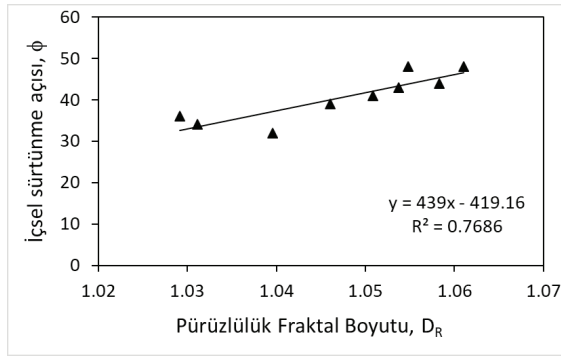
Table 1. Dry unit weight and geo-mechanical properties of the bimrock and its components.

Hamurda kaya ve bileşenleri	Özellik	Örnek sayısı	En küçük	En büyük	Ortalama	Standart sapma
Hamurda kaya	UCS (MPa)	10	4.69	7.98	6.42	1.04
	$\gamma_{kuru}$ (kN/m <sup>3</sup> )	10	15.35	17.94	16.42	0.86
Hamurda kaya	$c$ (MPa)	27	0.59	1.93	1.33	0.43
	$\phi$ (kPa)	27	32	48	40	5.46
Matriks	UCS (MPa)	6	3.49	4.68	4.04	0.41
	$\gamma_{kuru}$ (kN/m <sup>3</sup> )	6	14.72	16.50	15.76	0.55
Bloklar	UCS (MPa)	6	8.45	12.82	10.45	1.53
	$\gamma_{kuru}$ (kN/m <sup>3</sup> )	6	17.67	19.38	18.14	0.59

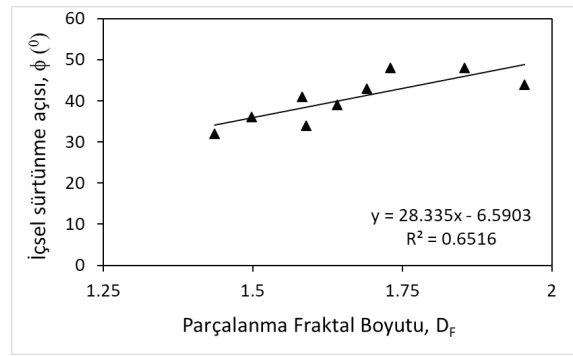
UCS: Tek eksenli sıkışma dayanımı,  $\gamma_{kuru}$ : Kuru birim ağırlık;  $c$ : Kohezyon;  $\phi$ : İçsel sürtünme açısı

Bu ilişkilerden özellikle,  $D_R$  ve  $\phi$  arasındaki pozitif ilişkinin belirtme katsayısı ( $R^2=0.7686$ ) oldukça yüksektir. Bu iki parametre arasındaki ilişkiye göre; yüksek  $D_R$  değerlerine sahip ve dolayısıyla pürüzlülüğü daha yoğun olan blok yüzeyleri içsel sürtünme açısını yükseltmektedir. Diğer taraftan,  $D_R$ 'nin artmasıyla temas yüzeylerinin yüzey alanlarının genişlediği ve böylece kaya kütesini gevşeten zayıflık zonlarının artmasına bağlı olarak kohezyonun

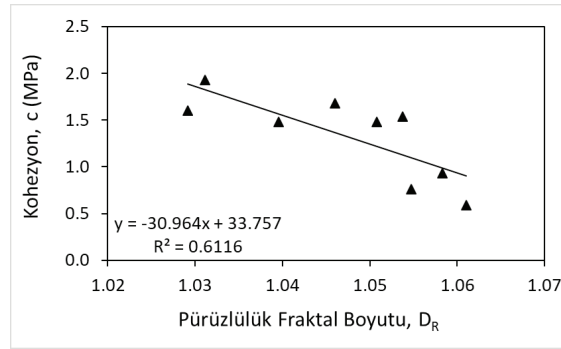
azaldığı anlaşılmaktadır. Daha önce de belirtildiği gibi, görece çok sayıda ince bloklar içeren örneklerin  $D_F$  değerleri yüksek iken, az sayıda iri bloklar içeren örneklerin  $D_F$  değerleri daha düşüktür. Buna göre,  $D_F$  ile  $c$  arasındaki ilişki değerlendirildiğinde, blokların sayıca artmasıyla kayayı zayıflatan zayıflık zonlarının (temas yüzeylerinin) da arttığı ve bunun da kaya kütesini gevşetmesiyle  $c$ 'yi düşürmüştür.



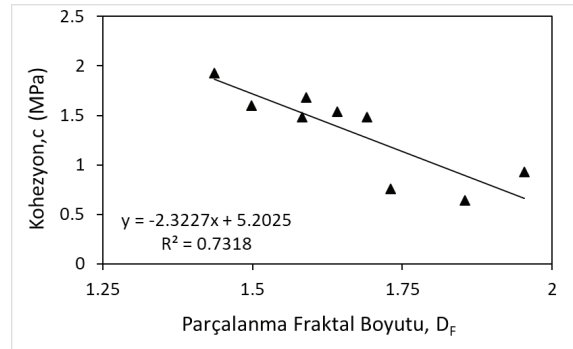
(a)



(b)



(c)



(d)

Şekil 4. Hamurda kayanın içsel sürtünme açısı ile (a)  $D_R$ , (b)  $D_F$  ve kohezyon ile (c)  $D_R$  ve (d)  $D_F$  arasındaki ilişkiler ve bu ilişkilerin belirtme katsayıları ( $R^2$ ).

Figure 4. The relationships between internal friction angle of the bimrock and (a)  $D_R$ , (b)  $D_F$  and the relationships between cohesion and (c)  $D_R$  ve (d)  $D_F$  and coefficients of determination ( $R^2$ ) of these relationships.



## SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Son dönemlerde, örnek hazırlama ile ilgili zorluklar nedeniyle hamurda kayaların dayanım ve deformasyonları ile bazı fiziksel özellikleri arasındaki ilişkilerin araştırılmasına yönelik çalışmalar yapılmaktadır. Bu çalışmada ise, tipik bir pekişmiş volkanik hamurda kaya olan Tatköy piroklastiklerinin makaslama dayanımı parametreleri ile hamurda kaya içindeki blokların fraktal boyutları arasındaki ilişkiler araştırılmıştır. Bu kapsamda, hamurda kayanın kohezyonunun 0.59 ile 1.93 MPa arasında ve içsel sürtünme açısı değerlerinin ise  $32^{\circ}$  ile  $48^{\circ}$  arasında değiştiği belirlenmiştir. HBO değerleri ve matriks dayanımı birbirine yakın olan örneklerin, kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerlerinin nispeten geniş aralıklarda değişim göstermesinin nedeninin kaya kütlelerinin içerdiği blokların özelliklerinden kaynaklandığı düşünülmüştür. Blokların  $D_R$  değerleri 1.029 ile 1.061 arasında değişirken,  $D_F$  değerleri ise 1.436 ile 1.954 arasında değişmektedir.  $D_R$  ve  $\phi$  arasındaki pozitif ilişkiye göre, blok pürüzlülüğünün artması kaya kütlelerinin içsel sürtünme açısını artırmaktadır.  $D_F$  ile  $c$  arasında belirtme katsayısı oldukça yüksek negatif ve doğrusal bir ilişki elde edilmiş olup,  $D_F$ 'nin  $c$ 'yi etkileyen önemli bir parametre olduğu belirlenmiştir. Son olarak, sırasıyla  $D_F$  ile  $\phi$  ve  $D_R$  ile  $c$  arasında pozitif ve negatif doğrusal ilişkiler elde edilmiştir. Farklı türde ve kökene sahip hamurda kayaların ya da bim zeminlerin içerdikleri blokların fraktal boyutunun makaslama dayanım parametrelerine etkisinin araştırılması büyük önem taşımaktadır. İleride yapılacak olan çalışmalarda örneklerin hazırlanabilmesi durumunda bu özelliklerin dayanıma etkisinin laboratuvarla belirlenerek araştırılması, laboratuvar örneklerinin alınmaması durumunda ise arazi deneyleri yapılarak araştırılması önerilmektedir.

## KAYNAKLAR

- Altınsoy, H., 2006. Matriks içinde blok içeren kayaların makaslama dayanımının belirlenmesi için fiziksel model esaslı bir araştırma. Hacettepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara, Yüksek Lisans Tezi, 91s (yayımlanmamış).
- Avsar, E., 2020. Contribution of fractal dimension theory into the uniaxial compressive strength prediction of volcanic welded bimrock. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 79, 3605-3619.
- Barton, C.C., Paul, R., Pointe, L., 1995. *Fractals in the Earth Sciences*. Plenum, NY.
- Besang, C., Eckhardt, F. J., Harre, W., Kreuzer, H., Müller, P., 1977. Radiometrische altersbestimmungen an Neogenen eruptivgesteinen der Türkei. *Geologisches Jahrbuch*, B. 25, 3-36.
- Coli, N., Berry, P., Boldini, D., 2011. In-situ non-conventional shear tests for the mechanical characterisation of a bimrock (BimTest). *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 48, 95–102.
- Eren, Y., 1993. Eldes-Derbent-Tepeköy-Söğütözü (Konya) arasının Jeolojisi. Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Konya, Doktora Tezi, 224s (yayımlanmamış).
- Ghanbarian, B., Hunt, A.G., Skinner, T.E., Ewing, R.P., 2015. Saturation dependence of transport in porous media predicted by percolation and effective medium theories. *Fractals*, 23(1), 1540004 (14 pages).
- Gimknez, D., Perfect, E., Rawls, W.J., Pachepsky, Y., 1997. Fractal models for predicting soil hydraulic properties. *Engineering Geology*, 48, 61–83.
- Goodman, R.E., Ahlgren, C.S., 2000. Evaluating safety of concrete gravity dam on weak rock Scott Dam. *Journal of Geotechnical Geoenvironmental Engineering*, 126, 429-442.
- Haneberg, W.C., 2004. Simulation of 3D block populations to characterize outcrop sampling bias in bimrocks. *Felsbau Rock and Soil Engineering—Journal of Engineering Geology, Geomechanics and Tunneling*, 22(5), 19–26.

- ISRM, 2007. Suggested methods prepared by the commission on testing methods. In: Ulusay R, Hudson JA, eds. *The Complete ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 1974–2006*. Ankara, Turkey: International Society for Rock Mechanics, Compilation Arranged by the ISRM Turkish National Group, Kozan Ofset.
- Kahraman, S., Alber, M., Fener, M., Gunaydin, O., 2008. Evaluating the geomechanical properties of Misis fault breccia (Turkey). *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 45(8), 1469-14.
- Kalender, A., Sonmez, H., Medley, E., Tunusluoglu, C., Kasapoglu, K.E., 2014. An approach to predicting the overall strengths of unwelded bimrocks and bimsoils. *Engineering Geology*, 183, 65-79.
- Keller, J., Jung, D., Burgath K., Wolf, F., 1977. Geologie und petrologie des Neogenen kalkalkali-vulkanismus von Konya (Erenler Dağ-Alaca Dağ-Massiv Zentral-Anatolian). *Geology Jb B*, 25, 37–117.
- Koç, A., Kaymakçı, N., Hinsbergen, D. J. J. V., Kuiper, K. F., Vissers, R. L. M., 2012. Tectono-Sedimentary evolution and geochronology of the Middle Miocene Altınapa Basin and implications for the Late Cenozoic uplift history of the Taurides, southern Turkey. *Tectonophysics*, 532-535, 134-155.
- Li, X., Liao, Q.L., He, J.M., 2004. In-situ tests and a stochastic structural model of rock and soil aggregate in the Three Gorges Reservoir area. *China International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 41(3), 702-707.
- Lindquist, E.S., Goodman, R.E., 1994. The strength and deformation properties of a physical model mélange. *Proceedings 1st North American Rock Mechanics Symposium*, Austin, Texas, pp. 843–850.
- Mandelbrot, B.B., 1967. How long is the coast of Britain? Statistical self-similarity and fractional dimension. *Science*, 156, 636–638.
- Mandelbrot, B.B., 1977. *Fractals Form, Chance and Dimension*. Freeman, San Francisco, 365p.
- Mandelbrot, B.B., 1982. *The Fractal Geometry of Nature*. W. H. Freeman, San Francisco, California, 460p.
- Medley, E., 1994. The engineering characterization of melanges and similar Block-in-Matrix Rocks (BIMRock's). (Ph.D. Thesis) University of California, Berkeley.
- Medley, E.W., 2002. Estimating block size distributions of melanges and similar block-in-matrix rocks (bimrocks). *Proceedings of the 5th North American Rock Mechanics Symposium (NARMS)*, pp. 509–606.
- Medley, E.W., Lindquist, E.S., 1995. The engineering significance of the scale-independence of some Franciscan melanges in California. In: Daemen JK, Schultz RA, editors. *Proceedings of the 35th US rock mechanics symposium*. Rotterdam: Balkema, pp. 907–14.
- Özkan, A. M., 1998. Konya batısındaki Neojen çökellerinin stratigrafisi ve sedimentolojisi. Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Konya, Doktora Tezi, 228s (yayımlanmamış).
- Özkan, M.A., 2017. Küçükmuhsine-Sulutaş (Konya batısı, Türkiye) çevresindeki karasal neojen çökellerinin (Geç Miyosen-Erken Pliyosen) stratigrafisi. *El-Cezerî Journal of Science and Engineering*, 4(3), 382-410.
- Sahimi, M, 2011. *Flow and Transport in Porous Media and Fractured Rock: From Classical Methods to Modern Approaches*. Wiley-VCH, Weinheim, Germany, 733p.
- Schindelin, J., Arganda-Carreras, I., Frise, E. et al., 2012. Fiji: an open-source platform for biological-image analysis. *Nature Methods*, 9(7): 676-682.
- Sönmez, H., Tuncay, E., Gökçeoğlu, C., Nefeslioğlu, H., 2005. Matris İçinde Blok İçeren Kayaçların Deformasyon Modülünün Saptanabilmesine Yönelik Fotoanaliz Destekli Yaklaşımların Geliştirilmesi. TÜBİTAK Yer, Deniz, Atmosfer Bilimleri ve Çevre Araştırma Grubu, Proje no. 102Y033.

- Sönmez, H., Altınsoy, H., Gökçeoglu, C., Medley, E.W., 2006. Considerations in developing an empirical strength criterion for bimrocks. 4th Asian Rock Mechanics Symposium. Retrieved from <http://bimrocks.com/bimsite/wp-content/uploads/2010/07/Sonmez-et-al-2006.pdf>.
- Wang, Y., Li, X., Zheng, B., Mao, T.Q., Hu, R.L., 2016. Investigation of the effect of soil matrix on flow characteristics for soil and rock mixture. *Geotechnique Letters*, 6, 1-8.
- Xu, W., Hu, R., Tan, R., 2007. Some geomechanical properties of soil-rock mixtures in the Hutiao Gorge area, China. *Geotechnique*, 3, 255-64.
- Xu, W.J., Xu, Q., Hu, R.L., 2011. Study on the shear strength of soil-rock mixture by large scale direct shear test. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 48(8), 1235-1247.
- Zhang, H.Y., Xv, W.J., Yu, Y.Z., 2016. Triaxial tests of soil-rock mixtures with different rock block distributions. *Soils Foundations*, 56(1), 44-56.
- Zhao, Y., Liu, Z., 2018. Study of material composition effects on the mechanical properties of soil-rock mixtures. *Advances in Civil Engineering*, 2018: 3854727.
- Zorlu, K., 2008. Description of the weathering states of building stones by fractal geometry and fuzzy inference system in the Olba ancient city (Southern Turkey). *Engineering Geology*, 101, 124-133.



Araştırma Makalesi / Research Article

## İklim Değişikliğinin Havza Ölçeğinde Akım ve Sediman Miktarına Etkilerinin Değerlendirilmesi: Yuvacık Baraj Gölü Havzası

*Evaluation of Climate Change Impacts on Runoff and Sediment at the Basin Scale: Yuvacık Dam Lake Basin*

Ayfer ÖZDEMİR 

Helmholtz Centre for Environmental Research–UFZ Department of Computational Landscape Ecology  
Permoserstr. 15 D - 04318 Leipzig, Germany

Tarım ve Orman Bakanlığı, Su Yönetimi Genel Müdürlüğü,  
Taşkın ve Kuraklık Dairesi Başkanlığı, Söğütözü Ankara, Türkiye

Geliş (Received): 30 Mart (March) 2020 / Düzeltme (Revised): 06 Ağustos (August) 2020 / Kabul (Accepted): 15 Ağustos (August) 2020

### ÖZ

İklim değişikliğinin hidrolojik etkilerinin kantitatif tahminleri, gelecekteki sel ve kuraklık gibi su kaynağı problemlerinin anlaşılması ve dolayısıyla bunların yönetilmesinin sağlanmasında yararlıdır. Bu çalışmanın amacı, iklim değişikliğinin nehir akışına etkisini belirlemeye yönelik bir çalışmanın ön sonuçlarını sunmak ve iklim değişikliğinin olumsuz etkilerinin azaltılmasına yönelik sürdürülebilir havza yönetimi politikalarının hazırlanabilmesi için muhtemel kentsel su kullanımı ve çevresel etkilerini değerlendirmektir. Bu kapsamda, öncelikle Toprak ve Su Değerlendirme Aracı (SWAT), Marmara Bölgesi'ndeki Yuvacık Baraj Gölü havzasında çalıştırılarak mevcut hidrolojik durum ortaya konmuştur. Meteoroloji Genel Müdürlüğü tarafından Türkiye için Temsili Konsantrasyon Rotaları (RCP: Representative Concentration Pathways), RCP 4.5 ve RCP 8.5, senaryolarına göre üretilen 20 km çözünürlüklü iklim değişikliği projeksiyon verileri kullanılarak hidrolojik model 2021-2099 yılları arasında çalıştırılmıştır. Böylece, söz konusu yıllar arasında iklim değişikliğinin su ve sediman miktarına etkisi tahmin edilmeye çalışılmıştır. RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre yıllık ortalama yağış miktarlarında 2.23% ve 2.062 % azalma, ve sıcaklık değerlerinde 1.24 ve 0.03°C'lik artış tahmin edilmekte olup, Nisan ve Ağustos ayları arasında yağış miktarlarında artış olması beklenmektedir. Havzadaki Yuvacık Barajı'nı besleyen Kazandere, Kirazdere ve Serindere derelerinin 2006-2014 yıllarında ölçülen aylık ortalama akım değerleri sırasıyla, 0.55, 1.28 ve 1.94 m<sup>3</sup>/s'dir. Bu değerler, 2021-2099 yılları için RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre modellenen akım değerleriyle karşılaştırıldığında, sırasıyla Kazandere 0.14 ve 0.17 m<sup>3</sup>/s, Kirazdere 0.41 ve 0.33 m<sup>3</sup>/s, Serindere 0.86 ve 0.68 m<sup>3</sup>/s'dir. Bu sonuçlar, barajı besleyen derelerin akım debilerinde azalma olacağını göstermektedir. Ayrıca, özellikle Kazandere ve Serindere pik akım değerlerinde yaklaşık 8 m<sup>3</sup>/s'den 2 m<sup>3</sup>/s'ye ciddi miktarlarda azalma olduğu tahmin edilmiştir. Serindere istasyonunda 2010-2014 yılları için ölçülen yaklaşık aylık ortalama 49 ton sediman miktarı 2021-2099 yılları için RCP 4.5 senaryosuna göre aylık ortalama 247.58 ton ve RCP 8.5 senaryosuna göre 332.21 ton olarak hesaplanmıştır. Her iki senaryoya göre, Nisan ve Ağustos ayları arasındaki tahmin edilen yağış miktarında artış ve sıcaklık değerlerinde yükselme, havzada mekanik erozyona sebep olacaktır. Bu nedenle, akımla taşınan sediman miktarının artması beklenmektedir. Yuvacık Barajı Sakarya ve İzmit illerinin içme suyu ihtiyacını karşılamının yanı sıra, sulama, sel ve taşkın önleme ve kuraklık dönemlerinde su yönetimi sağlamak üzere kullanılmaktadır. Bu nedenle, baraj gölünü besleyen derelerin debi değerlerindeki azalma, baraj gölünün su hacminde azalmaya sebebiyet verecek olup, baraj gölünden sulanan alanlardaki ürün deseni ve içme suyu kullanımı için geleceğe yönelik su yönetim planlaması yapılması gerekmektedir. Ayrıca, baraj gölünü besleyen derelerin debilerinde düşüş havzadaki orman alanlarının azalmasına, orman alanlarının azalması erozyon miktarında

artışa sebep olacaktır. Bu durum, baraj gölüne gelen sediman miktarının artışına sebep olacağı için baraj gölünün kullanım süresi kısalmaktadır.

**Anahtar Kelimeler:** İklim Değişikliği, Hidroloji, SWAT, RCP 4.5, RCP 8.5, Yuvacık Barajı

## ABSTRACT

*Quantitative estimations of climate changes on hydrological processes help to understand and manage water resource problems such as floods and droughts in the future. This study aims to present the preliminary results of a study to determine the impact of climate change on river flow to develop sustainable watershed management plans and to evaluate the possible urban water use and environmental impacts to prepare policies to mitigate its negative impacts. In this study, the Soil and Water Assessment Tool (SWAT) was used as a hydrological model to predict hydrological effects of climate change to better understand and solve future water resource problems. In this context, firstly the Soil and Water Assessment Tool (SWAT) was operated on the Yuvacık Dam Basin in Marmara Region to reveal the present hydrological situation. The hydrological model was then simulated by using the climate change data that have 20 km spatial resolution between 2021-2099 years based on RCP 4.5 and RCP 8.5 scenarios that were produced by the General Directorate of Meteorology. Thus, the effects of climate change on the amount of water and sediment were estimated between these years. According to the RCP 4.5 and RCP 8.5 scenarios, 2.23% and 2.062% decrease in the average annual rainfall, and 1.24 and 0.03 of increase in temperature values were predicted, respectively. However, an increase in precipitation was expected between April and August. The average monthly flows (between 2006-2014) of the Kazandere, Kirazdere and Serindere rivers recharging the Yuvacık Dam in the basin is 0.55, 1.28 and 1.94 m<sup>3</sup>/s, respectively. Corresponding modelled flow values based on RCP 4.5 and RCP 8.5 scenarios for 2021-2099 period, for Kazandere, Kirazdere and Serindere are 0.14 and 0.17 m<sup>3</sup>/s, 0.41 and 0.33 m<sup>3</sup>/s, 0.86 and 0.68 m<sup>3</sup>/s, respectively. These values show significant decrease in flow rates of the rivers in the future. Moreover, the peak flow values of the streams especially for Kazandere and Kirazdere decrease from 8 to 2 m<sup>3</sup>/sec. The amount of the monthly average of sediment measured at the Serindere stream station for the years 2010-2013 was 49 tons, while it was calculated as 247.58 tons based on RCP 4.5 and 332.21 tons based on RCP 8.5 for 2021-2099 period. According to both scenarios, an increase in the predicted rainfall between April and August, and an increase in temperature will cause mechanical erosion in the basin. Thus, the amount of sediment carried by flow is expected to increase. The Yuvacık Dam is used for providing irrigation and drinking water requirements of Sakarya and Izmit provinces, and for the prevention of flood as well as for water management during drought periods. Therefore, the decrease in the flow rates of the streams recharging the dam will cause a decrease in the water volume of the dam, hence the future water management planning should be made for the crop pattern in the irrigated areas of the dam and for the drinking water usage. Furthermore, the decrease in the flow rates will cause to decrease the forest areas in the basin and which in turn will lead to an increase in the amount of erosion. This will cause an increase in the amount of sediment coming to the reservoir thus the service life time of the reservoir will be shortened.*

**Keywords:** Climate Change, Hydrology, SWAT, RCP 4.5, RCP 8.5, Yuvacık Dam

## GİRİŞ

İklim değişikliği doğrudan ve dolaylı olarak, ekolojik sistemleri ve dünyadaki insan refahını etkileyecektir (IPCC, 2000; IPCC, 2014; Melillo vd., 2014). İklim değişiminin bölgesel hidrolojik koşulları değiştirmesi beklenmektedir (Uniyal vd., 2015; Chaemiso vd., 2016; Song vd., 2018; Bhatta vd., 2019). Hidrolojik süreç üzerindeki

potansiyel etkiler buharlaşma, toprak nemi, su sıcaklığı, akış hacmi, akış zamanlaması ve büyüklüğü ile sıklığı üzerinde olabilir (Arnell vd., 2014; Otto 2019; Sattar vd., 2020). İklim değişikliğinin yağış, buharlaşma ve akış üzerinde doğrudan etkisi bulunduğundan hidrolojik döngüde değişiklikler meydana gelecek, ve bu durum sel ve kuraklık gibi felaketlerin sıklığını ve yoğunluğunu artıracaktır. Dolayısıyla, iklim



değişikliğinin hidrolojik etkilerine ilişkin kantitatif tahminler, su kaynağı problemlerinin anlaşılmasında ve yönetilmesinde faydalı olacaktır. İklim değişikliğinin su kaynaklarının hidrolojik koşullarına etkilerini gözlemlemek için hidrolojik modeller kullanılmaktadır (Gosain vd., 2006). Hidrolojik modeller, iklim parametreleri, antropojenik aktiviteler ile su kaynakları arasındaki ilişkileri değerlendirmek ve akış miktarları, su verimleri, evapotranspirasyon miktarı, sediman ve besin kayıplarını tahmin etmek için bir temel sunar. SWAT (Toprak ve Su Değerlendirme Aracı: Arnold vd., 1998) modeli, nehir havzalarının hidrolojik modellemesi için sıklıkla kullanılmaktadır. Örneğin, SWAT kullanılarak, gelecekteki iklim değişikliğinin tarımsal su sağlama kapasitelerine etkileri (Ahn vd., 2015), iklim değişikliğinin akış, sediman ve besin miktarına olan etkileri (Verma vd., 2015), iklim değişikliğinin hidrolojik rejim üzerine etkileri (Panday vd., 2018) ve iklim değişikliğinin akış rejimine etkisi (Song vd., 2018) çalışılmıştır. İklim değişikliğinin hidrolojik etkilerine yönelik çalışmalar ülkemiz coğrafyasında da yapılmaktadır (Yılmaz ve Yazıcıgil, 2011; Kara ve Yücel, 2015; Kara vd., 2016; Yagbasan, 2016; Yagbasan vd., 2017; Sönmez ve Kale, 2018; Alp ve Özcan, 2017; Bucak vd., 2018).

Bu çalışmada, iklim değişikliği etkilerinin havza ölçeğinde değerlendirilerek, sürdürülebilir su yönetiminin sağlanması maksadıyla; Sakarya nehir havzasının Yuvacık Baraj Gölü alt havzasını besleyen derelerdeki iklim değişikliğinin akış debisine ve sediman miktarına etkisi SWAT modeli kullanılarak belirlenmiştir. Kullanılan yöntem (1) havzanın SWAT modelinin oluşturulması, (2) FACT (Hızlı Otomatik Kalibrasyon Aracı; Ozdemir ve Leloğlu, 2018) kullanılarak modelin kalibrasyonunun yapılması, (3) havzada iklim değişikliğinin su kaynaklarına olan etkisini incelemek için, Meteoroloji Genel Müdürlüğü

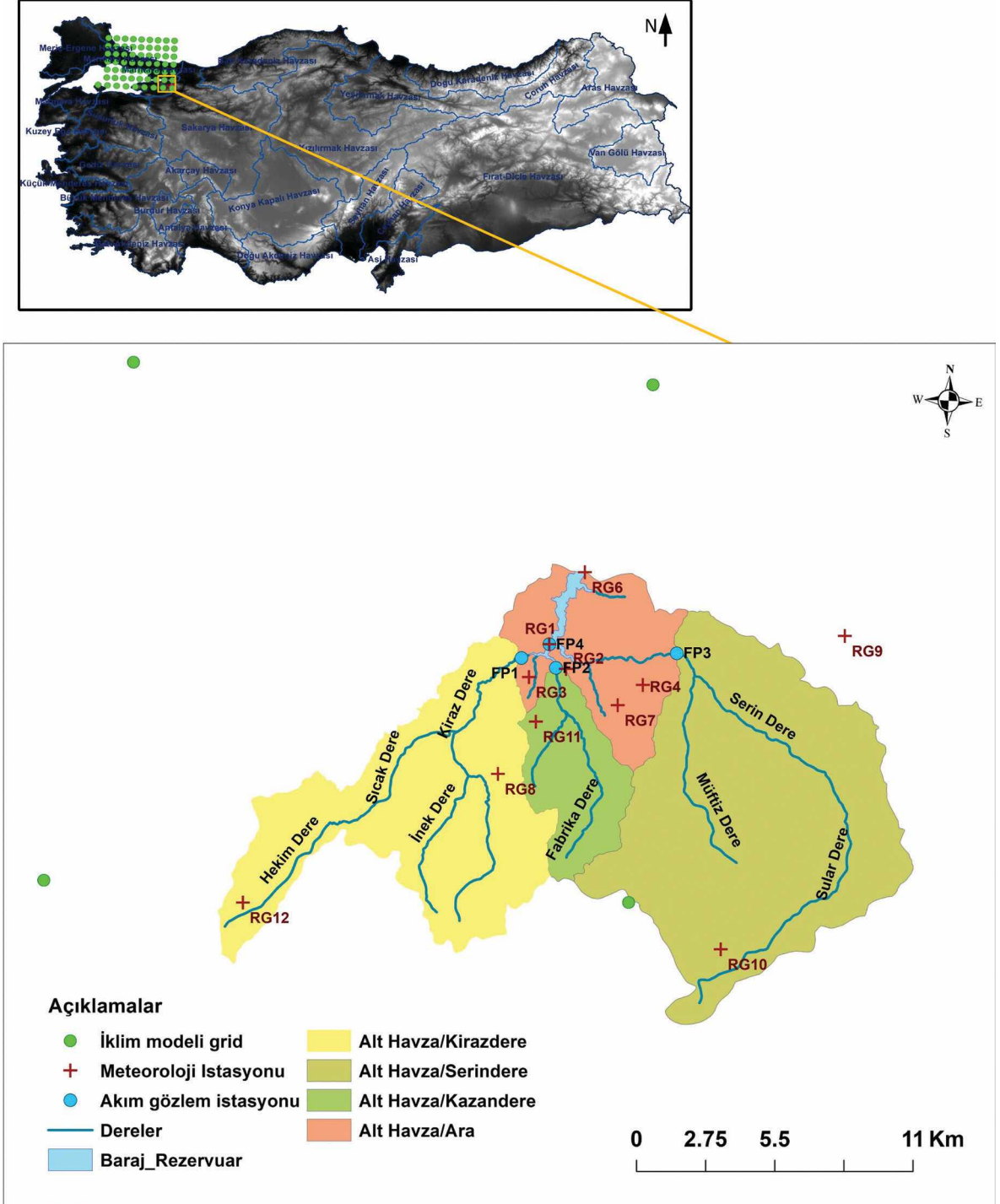
tarafından Türkiye için Temsili Konsantrasyon Rotaları (RCP: Representative Concentration Pathways), RCP 4.5 ve RCP 8.5 iklim değişikliği senaryolarına göre üretilen verileri kalibre edilmiş hidrolojik modelde kullanarak, hidrolojik modelin çalıştırılması, (4) iklim değişikliğinin dere akım debisine ve sediman miktarına olan etkilerinin tahmin edilmesi ve (5) söz konusu alandaki su kaynaklarına iklim değişikliği etkilerinin belirlenmesi, ve konuyla ilgili daha fazla araştırma için zemin hazırlanması şeklindedir. Yuvacık Barajı, ham su depolama, sel ve taşkın önlemenin yanısıra kurak dönemlerde su yönetimi sağlamak üzere inşa edilmiştir. İçme suyu barajı olması nedeniyle, havzadaki sürdürülebilir su yönetimini sağlamak, barajdan etkin su temini ile mümkündür.

## MATERYAL VE YÖNTEM

### Çalışma Alanı

Yuvacık Havzası, 40°32'-40°41' kuzey enlemleri ve 29°49'-30°08' doğu boylamları arasında, Kocaeli ili İzmit ilçesinin yaklaşık 16 km güney doğusunda Sakarya havzası içerisinde yer almaktadır (Şekil 1).

Yuvacık Barajı Havza Koruma ve Özel Hüküm Belirleme projesi (YBOZHP, 2016) kapsamında elde edilen jeolojik, hidrolojik, hidrojeolojik, meteorolojik veriler bu çalışmada kullanılmıştır. Yuvacık Barajı, ham su depolama, sel ve taşkın önleme amaçları yanında kurak dönemlerde su yönetimi sağlamak üzere kullanılmaktadır. Kocaeli Büyükşehir Belediyesi ISU Genel Müdürlüğü tarafından 2006 yılında yaşanan kuraklık nedeniyle, Sapanca Gölü'nden Yuvacık Barajı'na ham su desteği vermek üzere Sapanca Gölü terfi sistemi kurulmuştur. Ayrıca, 2014 yılında İzmit'in su ihtiyacını kuraklık döneminde sağlamak amacıyla yaklaşık 80 adet kuyu açılmış ve alüvyon akiferinden alınan yeraltı suyu arıtma tesisine iletilmiştir.



Şekil 1. Çalışma alanı ve Yuvacık Barajını besleyen önemli dereler.

Figure 1. The study area and important streams that recharge the Yuvacık Dam.

Kocaeli ili ve çevresine içme suyu sağlamak amacıyla inşa edilen barajın toplam beslenme alanı 257.86 km<sup>2</sup>'dir. Baraj su yönetimi açısından dört alt havzaya ayrılmıştır (Şekil 1). Bu havzalardan üçü baraj gölünün besleniminde önemli payı olan Kirazdere, Serindere ve Kazandere alt havzalarıdır. Bu alt havzaların dışında baraj yönetimi açısından ara havza olarak tanımlanan baraj gölünü çevreleyen bir havza daha yer almaktadır. Serindere 120.33 km<sup>2</sup> lik beslenme alanı ile en büyük alt havzayı oluşturmaktadır, onu sırasıyla 79.54 km<sup>2</sup> ile Kirazdere, 23.10 km<sup>2</sup> ile Kazandere ve 34.69 km<sup>2</sup> ile ara havza takip etmektedir. Barajın yıllık debisi 220.8 milyon m<sup>3</sup>/yıl'dır (Çizelge 1). Yuvacık havzasına giren akımların ortalama % 36'sı Serindere'den (60.44 milyon m<sup>3</sup>), % 28'i Ara Havza'dan (47.41 milyon m<sup>3</sup>), % 24'ü Kirazdere'den (39.59 milyon m<sup>3</sup>), % 10'u Kazandere'den (17.01 milyon m<sup>3</sup>), % 2'si (3.5 milyon m<sup>3</sup>) ise ISU Ara depodan (Şekil 1: FP4) kaynaklanmaktadır. Havzada pekçok yeraltısuyu kaynağı bulunmaktadır. Kaynaklardan gelen fazla su ISU Ara depoda depolanarak baraja tahliye edilmektedir. Yuvacık rezervuarından yıllık ayrılan su miktarını, arıtma tesisine alınan ham su, baraj radyal kapaklarından deşarj edilen su, tarımsal amaçlı salınan telafi suyu, Sapanca gölüne gönderilen ham su ve buharlaşma kayıpları oluşturmaktadır. Baraj rezervuarından çıkan yıllık ortalama akım miktarı 168.20 milyon m<sup>3</sup>'dür. Baraj rezervuarından farklı amaçlarla yıllık bırakılan ortalama su hacminin % 67'sini arıtma tesisine alınan (111.8 milyon m<sup>3</sup>), % 32'sini radyal kapaklarından deşarj edilen (53.56 milyon m<sup>3</sup>), % 0.7'sini tarımsal amaçlı salınan telafi suyu (1.16 milyon m<sup>3</sup>) ve % 0.41'ni Sapanca gölüne gönderilen ham su miktarını (0.69 milyon m<sup>3</sup>) oluşturmaktadır.

Çizelge 1. Yuvacık Barajı'nın özellikleri.

Table 1. Properties of the Yuvacık Dam.

Yuvacık Barajı Toplam Drenaj Alanı (km <sup>2</sup> )	257.86
Kirazdere Drenaj Alanı (km <sup>2</sup> )	79.54
Kazandere Drenaj Alanı (km <sup>2</sup> )	23.10
Serindere Drenaj Alanı (km <sup>2</sup> )	120.53
Ara Havza (km <sup>2</sup> )	34.69
Minimum su kotu (m)	112.50
Maximum su kotu (m)	169.68
Yıllık Debi ( Milyon m <sup>3</sup> /yıl)	220.8

Yuvacık Barajı havzasında makro tipi Akdeniz iklimi hüküm sürmektedir. Karadeniz iklimi Samanlı Dağları'nın körfeze bakan yamaçlarında görülmektedir. Havzada Kocaeli Büyükşehir Belediyesi tarafından kurulan 12 meteoroloji istasyonundan 2006-2015 yılları arasında yapılan ölçümlere göre, en düşük sıcaklık Şubat ayında görülmekte, ortalama güneşlenme süresi yazın 8 saat, kışın ise yaklaşık 3 saattir. Ortalama nispi nem değerleri bölgede yaz aylarında %60-65, kış aylarında ise %70-75 değerleri arasında değişmektedir. Yıllık ortalama toplam yağış 1061.46 mm'dir. Havzanın en fazla günlük yağış aldığı aylar Ekim, Kasım, Aralık, Ocak ve Şubat ayları olup, en fazla yağışın düştüğü ay 108 mm ile Aralık ayıdır. Haziran, Temmuz, Ağustos ve Eylül aylarında yağışın az olduğu (Şekil 2), buharlaşmanın yüksek olduğu gözlenmektedir. Havza içerisinde bulunan Kirazdere, Serindere ve Kazandere barajı besleyen önemli derelerdir ve yıl boyu sürekli akım karakteri sergilemektedir. Derelerin 2006- 2014 yılları arasında ölçülen günlük akım verileri incelendiğinde, derelerin maksimum akımları genellikle Şubat-Mart aylarında gözlenirken, en düşük akımlar baz akımların nehir akımına katkısının yüksek olduğu, Mayıs-Eylül ayları arasında görülmektedir. Ekim ve

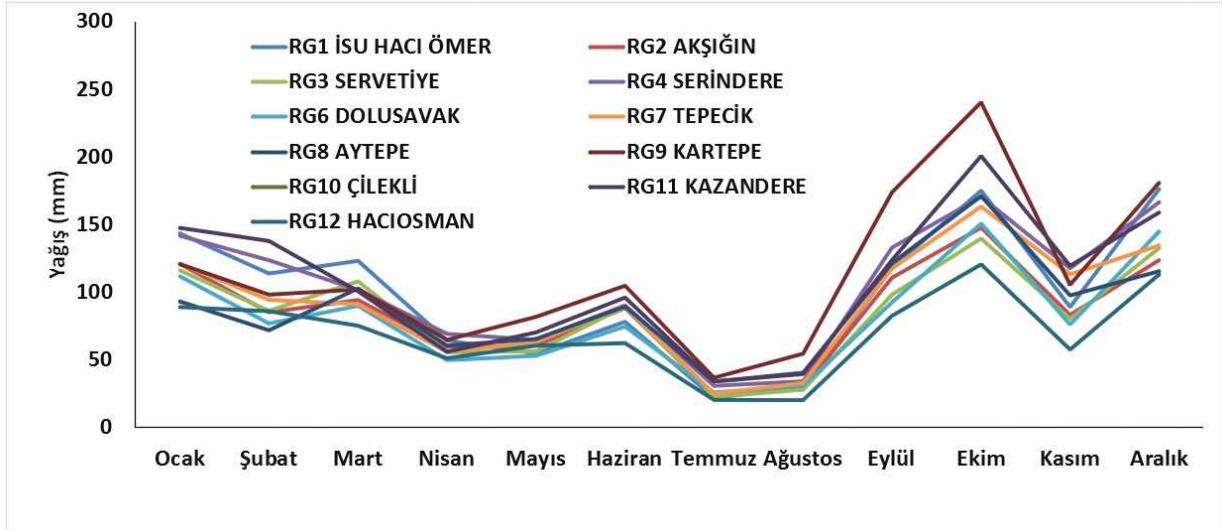
Ocak aylarında da yağışlara bağlı olarak pik akımlar gözlenmektedir (Şekil 3).

Serindere Yuvacık Havzası'nda debisi en yüksek dere olup, bunu sırasıyla Kirazdere ve Kazandere takip etmektedir. 2006-2014 yıllarına ait gözlenen günlük dere akım verileri istatistiksel açıdan değerlendirildiğinde, Serindere 1.94 m<sup>3</sup>/sn, Kirazdere 1.28 m<sup>3</sup>/sn ve Kazandere 0.55 m<sup>3</sup>/sn' lik ortalama debiye sahiptir. 2006-2014 yıllarında arasındaki 9 yıllık gözleme dayalı olarak, Serindere'de 25.77 m<sup>3</sup>/sn, Kirazdere'de 20.28 m<sup>3</sup>/sn, Kazandere'de ise 7.31 m<sup>3</sup>/sn pik akım değerleri Ekim, Ocak ve Şubat aylarında gerçekleşmiştir. Minimum akım değerleri Ağustos ayında ölçülmüştür ve 0.01-0.06 m<sup>3</sup>/sn arasında değişmektedir (Şekil 3). Derelerin değişkenlik katsayılarının benzer olması (1.2-1.33), akım değerlerinin değişmesine rağmen akım rejimini kontrol eden havza özelliklerinin benzer olduğunu işaret etmektedir. Derelerin debi değerlerindeki değişkenlik

miktarı (varyans) Serindere'de en yüksek ( $\sigma^2=6.31$ ) Kazandere'de en düşük ( $\sigma^2=0.57$ ) olarak hesaplanmıştır. Kirazdere'de bu değer  $\sigma^2=3.21$  olarak belirlenmiştir.

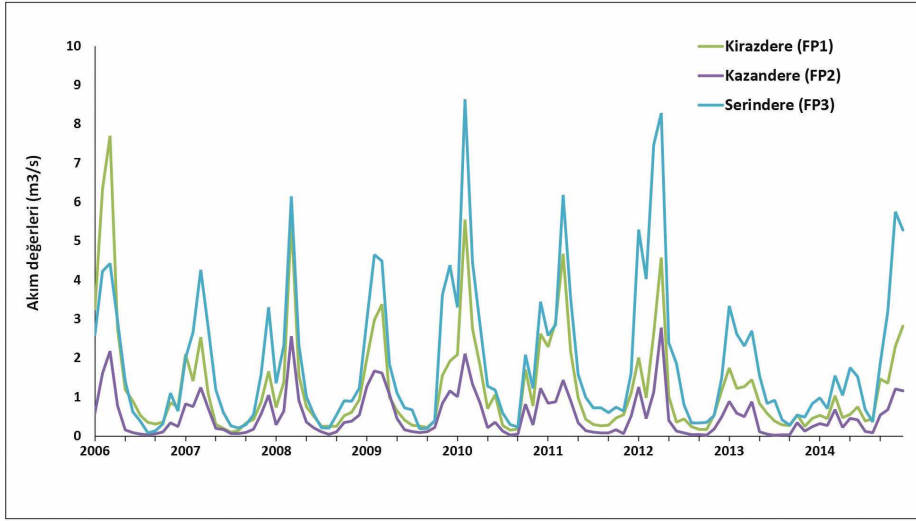
## HİDROLOJİ MODELİ

SWAT ile modellenen Yuvacık havzası bir dizi alt havzaya bölünmüştür. Her bir alt havza, farklı arazi kullanımı, toprak tipi ve eğim kombinasyonlarından oluşan Hidrolojik İşlem Birimleri'ne (HİB) ayrılmıştır. Su dengesi, HİB seviyesinde hesaplanır ve daha sonra tüm alt havzada toplanır. SWAT'taki hidrolojik süreç simülasyonu iki adımda gerçekleşir: (1) model, her HİB'den akış debisi, sediman, besin, bakteri ve pestisit yüklerini hesaplar ve daha sonra alan ağırlıklı HİB seviyesindeki yükleri alt havza seviyesinde birleştirir ve (2) model, her bir alt havzadan gelen yükleri kanal/akış ağı üzerinden öter (Gassman vd., 2007).



Şekil 2. Yuvacık Havzasındaki meteorolojik istasyonlarında ölçülen ortalama aylık yağış toplamı.

Figure 2. Average total monthly rainfall measured at meteorological stations in the Yuvacık Basin.



Şekil 3. Serindere, Kirazdere ve Kazandere akarsularına ait gözlenen aylık ortalama akım değerleri (Ocak 2006-Ağustos 2015).

Figure 3. Observed monthly average flow values of Serindere, Kirazdere and Kazandere streams (January 2006-August 2015).

## MODEL GİRDİ VERİLERİ

Yuvacık Barajı'nın havza sınırını belirlemek için sayısal arazi modeli kullanılmıştır. Sayısal arazi modeli (SAM) 1/25.000 ölçekli topografik haritalar kullanılarak 30x30 m çözünürlükte oluşturulmuştur (Şekil 4a). Sayısal arazi modeli haritasına göre; arazi yükseklik değerleri 140 ile 1530 m arasında değişmektedir. Havzada bulunan derelerin ana kollarının belirlenmesi amacıyla haritada farklı eşik değerleri denendiğinde, en uygun 200 ha eşik değeri bulunmuştur. Bu aşamadan sonra, alt havzaları oluşturmak için alt havza çıkış noktaları elle belirlenmiş olup, yerleşimlerden gelen kirlilik yükleri noktasal kirlilik kaynağı olarak alt havzalar için tanımlanmıştır. Havzada bulunan turizm, yerleşim, restoranlardan gelen kirlilik yükleri, noktasal kirlilik yükleri olarak modelde tanımlanmıştır. Bu noktasal kaynakların modelde belirtilen sediman, azot ve fosfor ve bileşiklerinde oluşan parametreleri

“Atıksu Arıtma Tesisleri Teknik Usuller Tebliği (AATTUT, 2010)” göre hesaplanarak ve elde verisi olmayan parametreleri ise sabit parametre değerleri olarak modelde tanımlanmıştır. Yuvacık Barajı Havza Koruma ve Özel Hüküm Belirleme projesi (YBOZHP, 2014) kapsamında yapılan nüfus projeksiyon değerlendirmesine göre nüfus artışı öngörülmediğinden, noktasal kirliliğin nüfus projeksiyonuna göre değişimi dikkate alınmamıştır. Noktasal kirlilik kaynakları ve nehirlerin çıkış noktalarına göre, 63 adet toplam alt havza oluşturulmuştur (Şekil 4b). Yuvacık Barajı arazi örtüsü ve kullanımı haritası Corine 2012 verisinden elde edilmiştir. Buna göre, havzada geniş yapraklı orman alanları oldukça yoğunluktadır (Şekil 4c). Yuvacık Havzasında kahverengi orman toprakları (N tipi topraklar) geniş bir alanı kaplamaktadır (Şekil 4d). SWAT modeli toprağın fiziksel ve kimyasal özelliklerini de kullanarak havzadaki hidrolojik süreçleri hesaplamaktadır. Bu özelliklerden en



önemli olanlar; toprağın su tutma kapasitesi, hidrolik iletkenliği, organik karbon içeriği, toprağın bünyesi (kum, kil ve çakıl içeriği) ve kalınlığıdır. Mülga Gıda, Tarım ve Hayvancılık Bakanlığı tarafından üretilen toprak haritası (Oakes, 1958) bu özellikleri içermemektedir. Bu nedenle, toprak bünyesi ve özellikleri, Mülga Gıda, Tarım ve Hayvancılık Bakanlığı tarafından üretilen toprak haritası ve lejantında yer alan toprakların derinlik ve eğim bilgileri kullanılarak, Ardas ve Creutberg (1995)'in Türkiye'deki pilot alanlardaki çalışmalarına göre belirlenmiştir. Literatürde farklı toprak bünyelerinin yüzde olarak kum, silt ve kil içeriklerinin bileşimlerine göre adlandırılması, Ley vd., (1994) çalışması doğrultusunda yapılmıştır. Rosewell (1993) çalışmasına göre, USLE denklemi toprak erodibilite (K) faktörü (USLE\_K), toprak tanımlama kılavuzuna (Jahn vd., 2006) göre toprak kütle yoğunluğu (SOL\_BD), su tutma kapasitesi (SOL\_AWC) ve hidrolik iletkenlik değeri (SOL\_K) belirlenmiştir (Çizelge 2). Yuvacık Barajı havzası eğim haritası SAM kullanılarak oluşturulmuştur (Şekil 4e). Haritada beyaz renkli alanlar eğimi yüksek olan bölgeleri göstermektedir. Havza genel olarak değerlendirildiğinde, yüksek eğimli bölgelerin yoğunlukta olduğu gözlenmektedir.

Çalışma kapsamında kullanılan model; günlük yağış, maksimum ve minimum sıcaklık, nem, güneşlenme ve rüzgar meteorolojik verilerine ihtiyaç duymaktadır. Havzada bulunan 12 istasyona ait 2006-2014 yılları arasındaki meteorolojik verileri modele girilmiştir. SWAT modeli, iklim verilerine ait istatistiksel değerleri eksik verilerin tamamlanmasında kullanarak hidrolojik süreçleri modellemektedir. Modele girdi olarak verilen istatistiksel değerler sırasıyla,

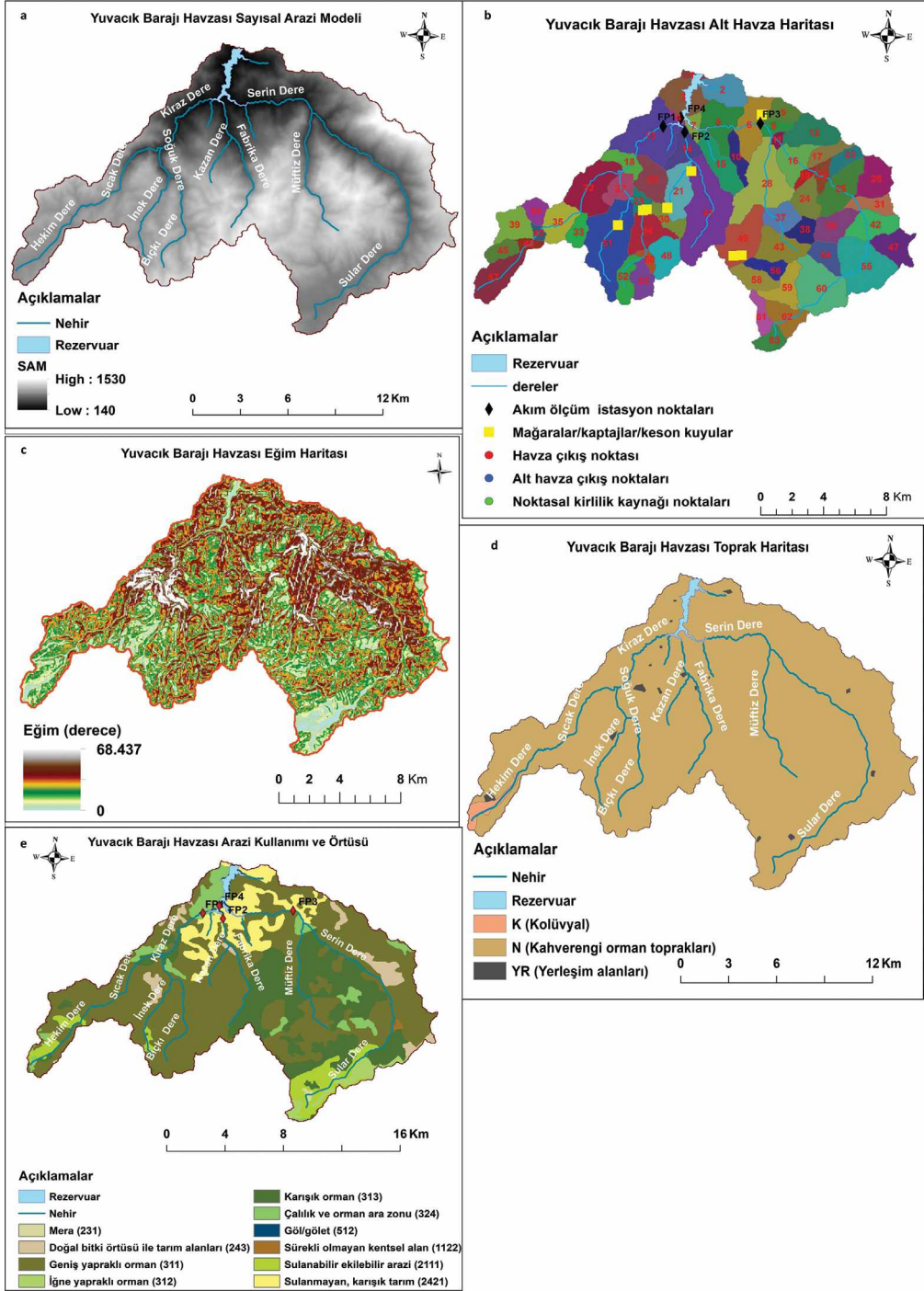
aylık ortalama günlük maksimum hava sıcaklığı (°C), aylık ortalama günlük minimum hava sıcaklığı (°C), bir ay içindeki günlük maksimum hava sıcaklıkları için standart sapma (°C), bir ay içindeki günlük minimum hava sıcaklıkları için standart sapma (°C), ortalama toplam aylık yağış (mm), bir ayda günlük yağış için standart sapma (mm/gün), bir ay içinde günlük yağış için çarpıklık katsayısı, ayda kuru bir günü izleyen ıslak bir gün olasılığı, ay içindeki ıslak bir günün ardından ıslak bir günün olasılığı, aylık yağış ortalama gün sayısı, aylık ortalama günlük güneş ışınımı (MJ/m<sup>2</sup>/gün), aylık ortalama günlük çiğlenme noktası sıcaklığı (°C) ve aylık ortalama günlük rüzgar hızı (m/s)'dir. Maksimum sıcaklık 19 °C ve minimum sıcaklık 6 °C'dir. Ortalama nem değerleri bölgede yaz aylarında %60-65, kış aylarında ise %70-75 değerleri arasındadır. Yıllık ortalama rüzgar hızı 1.7 m/sn, aylık ortalama buharlaşma 124.05 mm, ortalama güneşlenme süresi yazın 8 saat, kışın ise yaklaşık 3 saattir. Aylık ortalama toplam yağış 88 mm, maksimum aylık ortalama toplam yağış 240 mm ve minimum aylık ortalama toplam yağış 10 mm'dir.

Havzada tarımsal alanlardan kaynaklanan kirlilik yükleri için, Kocaeli Tarım İl Müdürlüğü (2013) verilerine göre, tahıl ekilen alanlarda kullanılan azotlu ve fosforlu gübre miktarları dekar başına sırasıyla, 26 ve 8.5 kg olarak modele tanımlanmıştır. Havzada yönetim süreçleri nadaslama, gübreleme, sulama ve hasat kaldırma olarak belirlenmiştir. Tarımsal alanlarda pek çok sayıda keson kuyu bulunmaktadır (Şekil 4b). Ancak, keson kuyulardan sulama için kullanılan su miktarı ile ilgili veri eksikliği olması nedeniyle, modelde sulamanın sığ akiferden yapıldığı varsayılarak, ürün su stres düzeyine göre otomatik sulama seçeneği uygulanmıştır.

Çizelge 2. SWAT modeli için oluşturulan toprak veri tabanı.  
Table 2. Soil database generated for the SWAT model.

SNAM	NLAYERS	HYDGRP	SOL_ZMX	ANION_EXCL	SOL_CRK	TEXTURE	SOL_Z1	SOL_BDI	SOL_AWC1	SOL_K1	SOL_CBN1
N	2	B	200	0.5	0.5	SLIGHTLY GRAVELLY LOAM	50	1.5	0.19	33	0.55
K1	3	D	1200	0.5	0.5	CLAY	350	1.35	0.1	3.3	2.97
YR	1	D	152.399994	0.5	0.5	VAR	152.4	1.5	0.1	500	0
SNAM	CLAY1	SILT1	SAND1	ROCK1	SOL_ALB1	USLE_K1	SOL_EC1	SOL_Z2	SOL_BD2	SOL_AWC2	SOL_K2
N	14	38	48	0	0.01	0.04	0	200	1.5	0.17	33
K1	40	40	20	0	0.01	0.012	0	750	1.35	0.1	3.3
YR	15	30	55	20	0.23	0.28	0	0	0	0	0
SNAM	SOL_CBN2	CLAY2	SILT2	SAND2	ROCK2	SOL_ALB2	USLE_K2	SOL_EC2	SOL_Z3	SOL_BD3	SOL_AWC3
N	0.24	31	27	42	0	0.01	0.04	0	0	0	0
K1	0.86	40	40	20	4	0.01	0.012	0	1200	1.35	0.1
YR	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SNAM	SOL_K3	SOL_CBN3	CLAY3	SILT3	SAND3	ROCK3	SOL_ALB3	USLE_K3	SOL_EC3	SOL_Z4	SOL_BD4
N	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
K1	3.3	0.46	95	5	0	0	0	0	0	0	0
YR	0	0	0	0	0	0	0	0	0	406.4	2.5
SNAM	SOL_AWC4	SOL_K4	SOL_CBN4	CLAY4	SILT4	SAND4	ROCK4	SOL_ALB4			
N	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
K1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
YR	0.01	500	0.24	5	25	70	98	0.14			

\*SNAM: toprak adı, NLAYERS: topraktaki katman sayısı, HYDGRP: toprak hidrolojik grup, SOL\_ZMX [mm]: toprak profilinin maksimum kök derinliği, ANION\_EXCL: anyonların hariç tutulduğu gözeneklilik fraksiyonu (boşluk alanı), SOL\_CRK: toprağın çatlak hacmi potansiyeli, TEXTURE: toprak katmanının dokusu, SOL\_Z [mm]: toprak yüzeyinden tabakanın altına kadar olan derinlik, SOL\_BD [g/cm<sup>3</sup>]: nemli kitle yoğunluğu, SOL\_AWC [mm/mm]: toprak katmanının mevcut su kapasitesi, SOL\_K [mm/hr]: hidrolik iletkenlik, SOL\_CBN [%]: organik karbon içeriği, CLAY [%]: kil içeriği, SILT [%]: silt içeriği, SAND [%]: kum içeriği, ROCK [%]: kayac parçası içeriği, SOL\_ALB: nemli toprağın albedo, USLE\_K: USLE denklemi toprak erozyonu (K) faktörü.



Şekil 4. a. Sayısal arazi modeli, b. Alt havza haritası, c. Eğim haritası, d. Toprak haritası e. Arazi kullanım ve örtüsü haritası.

Figure 4. a. Digital terrain model, b. Subbasin map, c. Slope map, d. Soil map, e. Land use/cover map.

## MODEL KURULUMU VE ÇALIŞTIRILMASI

SWAT, havza içerisindeki hidrolojik süreçleri her bir alt havzada HİB kullanarak hesaplamaktadır. HİB her bir alt havzada, kullanıcı tarafından belirlenen alansal eşik değere göre toprak, arazi kullanımı ve eğim kombinasyonundan oluşmaktadır. Bu kapsamda, çalışma alanı özellikleri dikkate alınarak, arazi kullanımı %20, toprak %80 ve eğim %20 eşik değerleriyle HİB oluşturulduğunda toplam 63 alt havza için 99 HİB elde edilmiştir. İklim verileri ile birlikte toprağın fiziksel ve kimyasal parametreleri, arazi kullanım özellikleri, kirlilik kaynakları ve havzanın yönetimsel süreçleri modele tanımlandıktan sonra, modelde aylık zaman dilimi kullanılarak, 2 yıllık ısınma periyodu sonrasında, model 2006-2014 yılları arasında çalıştırılmıştır. Yağış dağılımı için asimetrik dağılım, yüzey akışı için SCS (Soil Conservation Service) yöntemi kullanılmıştır (USDA, 1986). Sediman taşınımı için Bagnold metodu (Bagnold, 1966) uygulanmıştır. Model akım sonuçları havzada bulunan Kirazdere (FP1), Kazandere (FP2) ve Serindere (FP3) akım gözlem istasyonlarıyla, model sediman taşınım sonuçları Serindere (FP3) istasyonu ile karşılaştırılmıştır.

Bu çalışmada, gözlenen ve modellenen değerlerin karşılaştırılmasında, Nash-Sutcliffe Etkinlik Katsayısı (NSE) ve Belirleme katsayısı ( $R^2$ ) kullanılmıştır. Belirleme katsayısı ( $R^2$ ), modellenen ve gözlenen veriler arasındaki eş doğrusallık derecesini belirlemektedir. Belirleme katsayısı modellenen verinin gözlenen veri içindeki varyans oranını açıklar ve değeri 0 ile 1 arasında değişir (eşitlik 1). Daha yüksek değerler daha az hata varyansını gösterir ve tipik olarak 0.5'ten büyük değerler yeterli olarak kabul edilir. NSE, modellenen veri varyansının gözlenen veri varyansına kıyasla göreceli büyüklüğünü belirleyen normalleştirilmiş bir istatistiktir

(eşitlik 2). NSE, gözlenen ve modellenen veri grafiğinin 1:1 çizgisine ne kadar uyduğunu gösterir (Nash ve Sutcliffe, 1970).

$$R^2 = \frac{[\sum_i(Q_{m,i} - \bar{Q}_m) * (Q_{s,i} - \bar{Q}_s)]^2}{\sum_i(Q_{m,i} - \bar{Q}_m)^2 * \sum_i(Q_{s,i} - \bar{Q}_s)^2} \quad (1)$$

$$NSE = 1 - \frac{\sum_i(Q_m - Q_s)_i^2}{\sum_i(Q_{m,i} - \bar{Q}_m)^2} \quad (2)$$

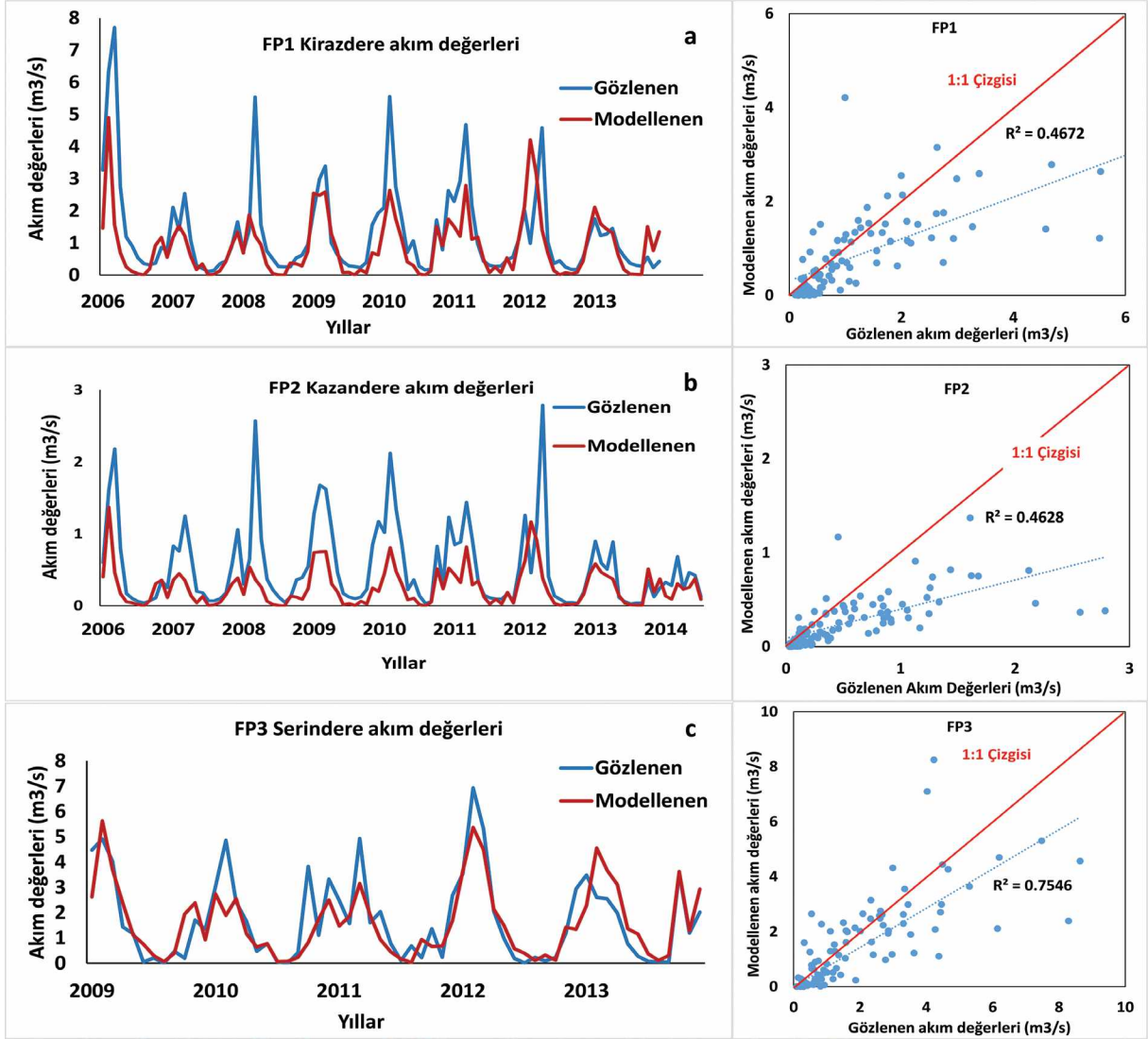
$Q_{m,i}$  – değerlendirilen bileşenin i noktasındaki gözlenen değeri;

$\bar{Q}_m$  – değerlendirilen bileşenin gözlenen değerinin ortalaması;

$Q_{s,i}$  – değerlendirilen bileşenin i noktasındaki modellenen değeri;

$\bar{Q}_s$  – değerlendirilen bileşenin ortalama modellenen değeri.

2006 ve 2014 yılları arasındaki FP1 istasyonundaki gözlenen aylık ortalama akım değeri 1.28 m<sup>3</sup>/sn, model ile ölçülen aylık ortalama akım değeri 0.98 m<sup>3</sup>/sn ve  $R^2=0.48$ , NSE=0.383'dir (Şekil 5a). FP2 istasyonunda 2006-2014 yılları arasında gözlenen aylık ortalama akım değeri 0.55 m<sup>3</sup>/sn, model ile ölçülen aylık ortalama akım değeri 0.28 m<sup>3</sup>/sn ve  $R^2=0.45$ , NSE= 0.164'tir. Her iki akım değerleri grafiksel olarak değerlendirildiğinde, birbirine çok benzer olmasalar da mevsimsel akım değişikliklerinin benzer olduğu gözlenmektedir (Şekil 5b). FP3 istasyonunda söz konusu yıllar için gözlenen ve modellenen aylık ortalama akım değerleri sırasıyla 1.94 ve 2.03 m<sup>3</sup>/sn ve,  $R^2=0.53$ , NSE=0.484'tür (Şekil 5c). FP1 ve FP3 istasyonlarında hidrolojik model ile ölçülen aylık ortalama akım değerlerinin NSE ve  $R^2$  değerleri yaklaşık olarak 0.50 değeri göstermektedir. Bu değer model doğruluğu açısından yeterli kabul edilirken, FP2 istasyonu için NSE ve  $R^2$  değerleri 0.50'den küçük olduğundan model doğruluğu açısından yetersiz kabul edilmektedir (Moriyası vd., 2007) (Çizelge 3).



Şekil 5. Gözlenen akım değerleri ile ölçülen akım değerleri arasındaki ilişki a. FP1 Kirazdere, b. FP2 Kazandere, c. FP3 Serindere.

Figure 5. The relationship between observed and measured flow values a. FP1 Kirazdere, b. FP2 Kazandere, c. FP3 Serindere.



Çizelge 3. Aylık zaman adımı için önerilen istatistikler için performans derecelendirmeleri (Moriassi vd., 2007).

Table 3. Performance ratings for proposed statistics for the monthly time step (Moriassi et al., 2007).

Performans derecesi	R <sup>2</sup>	NSE
Çok iyi	$0.75 < R^2 \leq 1.00$	$0.75 < NSE \leq 1.00$
İyi	$0.65 < R^2 \leq 0.75$	$0.65 < NSE \leq 0.75$
Yeterli	$0.5 < R^2 \leq 0.65$	$0.5 < NSE \leq 0.65$
Yetersiz	$R^2 \leq 0.5$	$NSE \leq 0.5$

## MODEL KALİBRASYONU

Model kalibrasyonu, hidroloji ve sediman taşınım modelinin kullanımı için gereklidir. Model hidrolojik açıdan kalibre edildikten sonra, sediman taşınımı kalibrasyonu yapılmıştır. Model sonuçları değerlendirildiğinde, modelin doğruluğu uygulanabilirlik değerleri göstermesine rağmen (Çizelge 3), model FACT kalibrasyon metodu kullanılarak daha da iyileştirilmiştir. FACT içerisinde uygulanan optimizasyon metodu Sıralı Belirsizlik Uygunluğu Algoritması (SUFI-2)'dir. Bu algoritma optimizasyonu çok sayıda parametreyi hızlı bir şekilde belirsizlik analizi ile birlikte yapabildiği için tercih edilmiştir. Yüzeysel akışı, baz akım, yanal akım gibi hidrolojik süreçler ile ilişkili 16 adet parametre ile 150 simülasyon sayısı kullanılarak kalibrasyon yapılmıştır (Çizelge 4). Model, FP1, FP2 ve FP3 akım gözlem istasyonlarındaki gözlenen akım değerleri ile karşılaştırılarak 2006-2010 yılları için kalibre, 2011-2014 yılları için valide edilmiştir. Kirazdere (FP1) istasyonunda

kalibrasyon sonrasında gözlenen ve modellenen akım değerlerine göre, 2006-2010 yılları arasında model gözlenen akım değerlerine göre daha düşük akım değerleri göstermektedir. Kirazdere (FP1) istasyonunun ölçülen akım değerleri kalibrasyon sonrasında; 2006-2010 model sonucu  $R^2=0.48$ ,  $NSE=0.56$ 'den  $R^2=0.73$ ,  $NSE=0.61$ 'e iyileştirilmiş olup, 2010-2014 validasyon sonucu  $R^2=0.55$ ,  $NSE=0.50$ 'dir (Şekil 6a). Kazandere (FP2) istasyonunda modellenen akım değerleri gözlenen akım değerlerinden düşüktür. Kazandere (FP2) ölçülen akım değerleri kalibrasyon sonrasında; 2006-2010 model sonucu  $R^2=0.60$ ,  $NSE=0.12$ 'den  $R^2=0.76$ ,  $NSE=0.45$ 'e iyileştirilmiş olup, 2010-2014 validasyon sonucu  $R^2=0.62$ ,  $NSE=0.50$ 'dir (Şekil 6b). Serindere (FP3) istasyonunda ölçülen akım değerleri kalibrasyon sonrasında; 2006-2010 model sonucu  $R^2=0.60$ ,  $NSE=0.48$ 'den  $R^2=0.69$ ,  $NSE=0.64$ 'e iyileştirilmiş olup, 2010-2014 validasyon sonucu  $R^2=0.69$ ,  $NSE=0.68$ 'dir. Serindere (FP3) istasyonunda ölçülen akım değerleri gözlenen akım değerleriyle karşılaştırıldığında, kalibrasyon ve validasyon süreçleri sonrasında diğer iki istasyona göre en iyi model sonucunu vermektedir (Şekil 6c, 7).

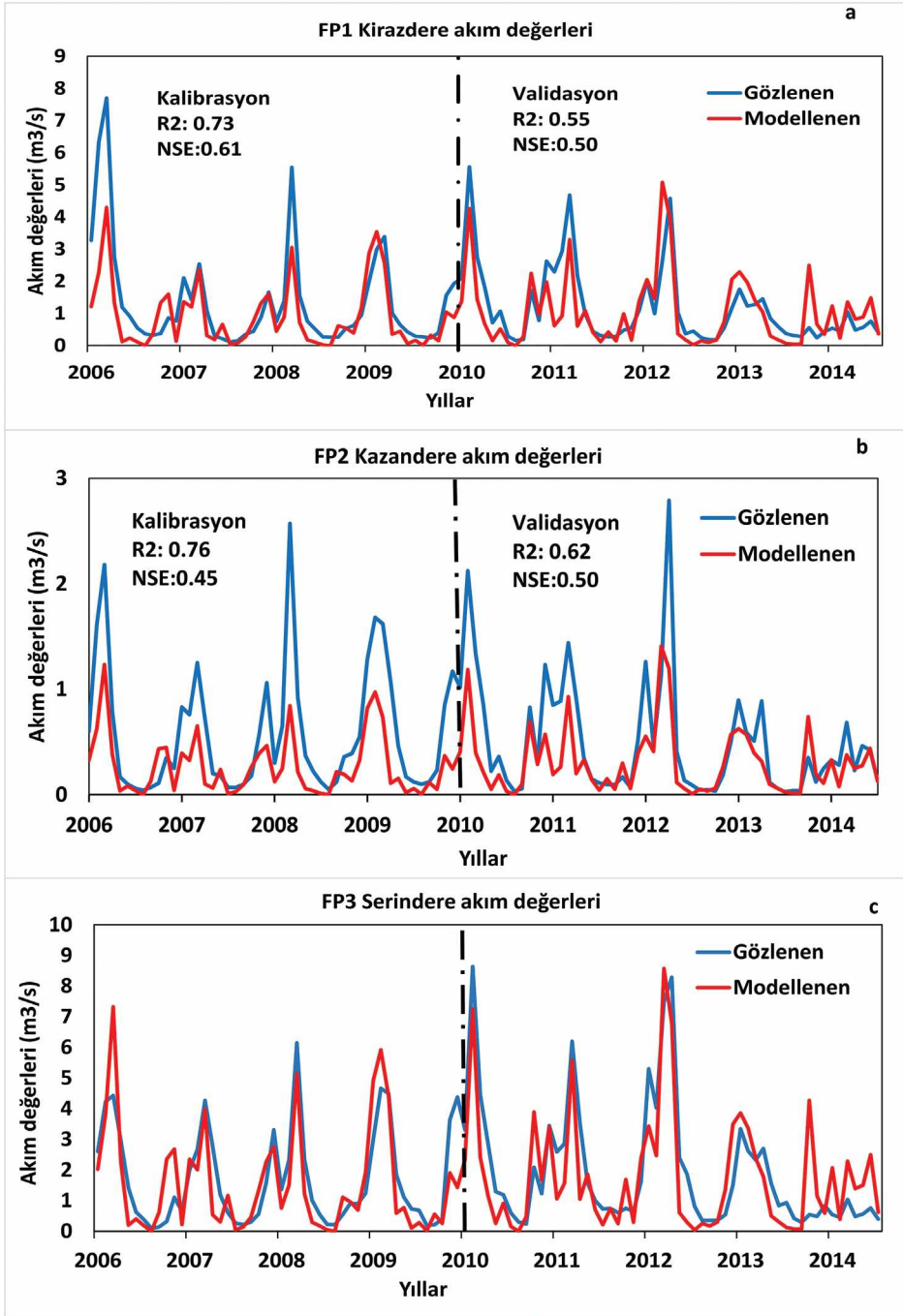
Model aynı zamanda 200 simülasyon sayısı ile FACT kullanılarak, 2010-2014 yılları için sediman taşınımı kalibrasyonu yapılmıştır. Sediman taşınımında önemli etkileri olduğu düşünülen yanal, baz akım, erozyon süreçleri için, kanal hidrolik iletkenlik değeri, Manning katsayısı, aşındırma faktörü vb. parametreler kalibrasyon sürecinde kullanılmıştır (Çizelge 5).

Çizelge 4. Hidrolojik süreçler için kalibrasyon parametreleri.

Table 4. Calibration parameters for hydrological processes.

Parametreler	Açıklama	Min-Max	Model	Kalibrasyon
r_CN2.mgt	İlk SCS akış eğrisi numarası (ortalama değer)	-0.2-0.2	72.16	74.44
r_SOL_AWC().sol	Toprak tabakasının mevcut su kapasitesi	-0.2-0.1	0.19	0.22
r_SOL_K().sol	Doymuş hidrolik iletkenlik (mm/saat)	-0.8-0.8	16.5	14.14
r_SOL_BD().sol	Nemli kütle yoğunluğu (Mg/m <sup>3</sup> veya g/cm <sup>3</sup> )	-0.5-0.6	1.5	2.28
a_GWQMN.gw	Geri dönüşün gerçekleşmesi için gereken sığ akiferdeki su eşik derinliği (mm H <sub>2</sub> O)	0-25	1000	1019.49
a_GW_REVAP.gw	Yeraltı suyu "revap" katsayısı	-0.1-0	0.02	0.02
v_REVAPMN.gw	Sığ akiferdeki "derinleşme" ya da oluşacak derin akiferin süzülmesi için su derinliğinde eşik derinliği (mm H <sub>2</sub> O)	0-500	750	440.29
v_ALPHA_BF.gw	Baz akım alfa katsayısı	0-1	0.48	0.78
v_GW_DELAY.gw	Yeraltı suyu gecikme süresi (gün)	30-450	31	140.95
v_ESCO.hru	Toprak evapotranspirasyon faktörü	0.8-1	0.95	0.81
v_SFTMP.bsn	Kar yağışı sıcaklığı (°C)	-5.0-5.0	1	1.37
v_SMTMP.bsn	Kar erimesi taban sıcaklığı (°C)	-5.0-5.0	0.5	6.12
v_SMFMX.bsn	21 Haziran'da kar için erime faktörü (mm H <sub>2</sub> O/gün)	1.7-6.5	4.5	3.90
v_SMFMN.bsn	21 Aralık'ta kar için erime faktörü (mm H <sub>2</sub> O/gün)	1.7-6.5	4.5	2.93
v_TIMP.bsn	kar paketi gecikme faktörü	0.01-1	1	0.05
v_SURLAG.bsn	yüzeysel akış gecikme katsayısı	0.05-24	4	10.26

\*v\_\_: oluşturulan parametre değerinin verilen değer ile yer değiştirmesi, a\_\_: oluşturulan parametre değerinin verilen değere eklenmesi, r\_\_: oluşturulan parametre değerinin verilen değer ile çarpılması.



Şekil 6. Kalibrasyon sonrasında ölçülen ve gözlenen akım değerleri arasındaki ilişkiyi gösterir grafik a. FP1 Kirazdere, b. FP2 Kazandere, c. FP3 Serindere.

Figure 6. The relationship between observed and measured flow values after calibration a. FP1 Kirazdere, b. FP2 Kazandere, c. FP3 Serindere.

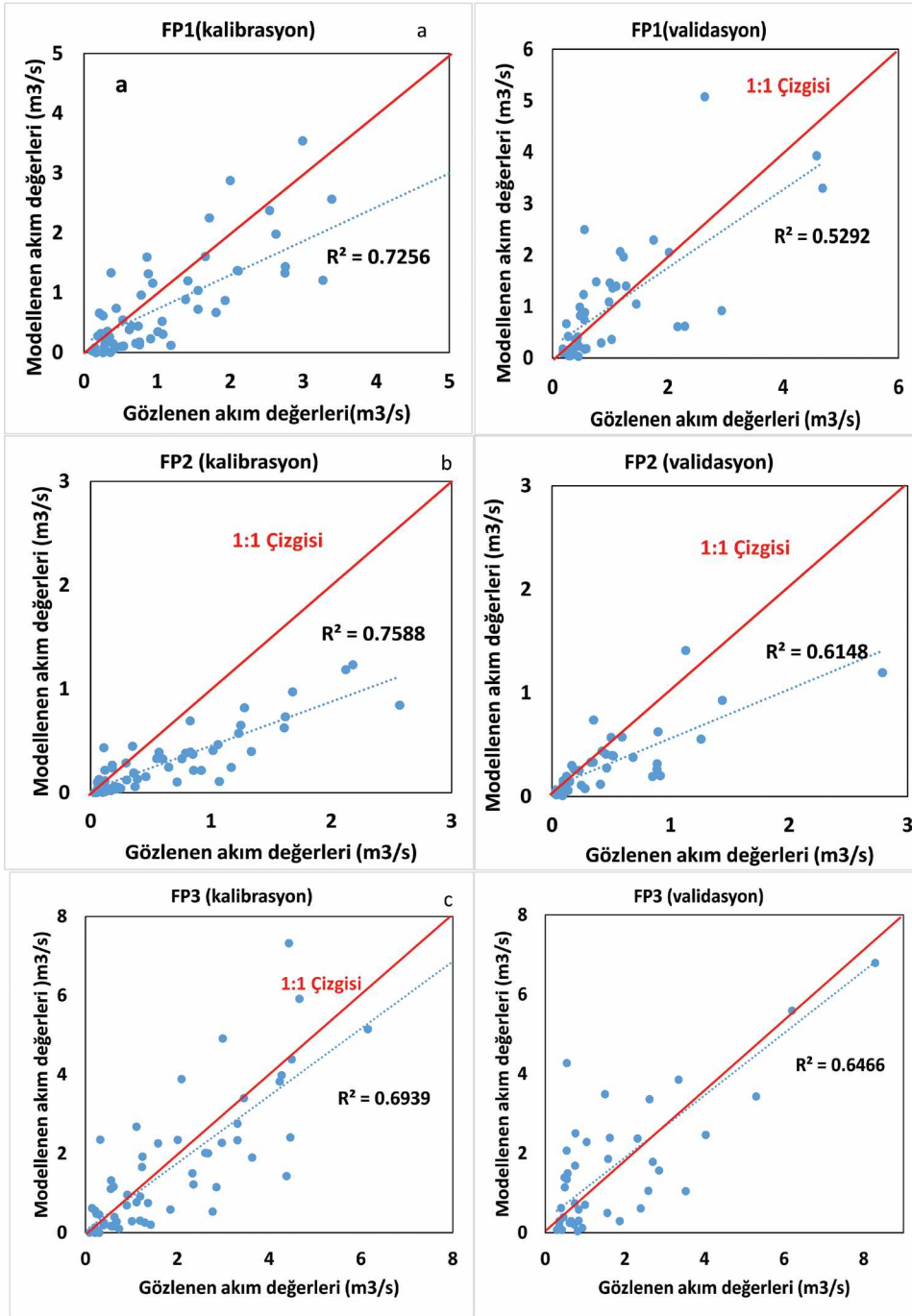
Çizelge 5. Sediman taşınımı için kalibrasyon parametreleri.

Table 5. Calibration parameters for the sediment transportation.

Parametre	Açıklama	Min-max	Model	Kalibrasyon
v_USLE_P.mgt	USLE denklemi destek uygulama faktörü	0-1	0.97	0.136
v_OV_N.hru	Karadan akış için Manning “n” değeri	0.01-30	0.010	17.98
v_CH_K2.rte	Kanal hidrolik iletkenlik değeri	0-500	0	211.07
v_CH_N2.rte	Ana dere için Manning “n” değeri	0-0.30	0.014	0.13
v_SURLAG.bsn	Yüzeysel akış gecikme katsayısı	1-24	10.26	5.17
v_PRF.bsn	Ana kanalda sediment yönlendirme için tepe hızı ayar faktörü	0-1	1	0.43
v_SPCON.bsn	Kanal sedimenti yönlendirmesi sırasında yeniden sürüklenebilecek maksimum sediment miktarını hesaplamak için doğrusal parametre	0-0.001	0.0001	0.005
v_SPEXP.bsn	Kanal sediment yönlendirmesinde sürüklenen tortu hesaplamak için exponent parametresi	1-1.5	1	1.46
r_SLSUBBSN.hru	Ortalama eğim uzunluğu	-0.5-0.5	60.976	21.272
v_CH_COV1.rte	Kanal aşındırma faktörü	-0.05-0.6	0	0.81
v_CH_COV2.rte	Kanal örtü faktörü	-0.001-1	0	0.32
v_ALPHA_BNK.rte	Akarsudaki baz akım için Alfa faktörü	0-1	0	0.75
v_LAT_SED.hru	Yanal akış ve yeraltı suyu akışında tortu konsantrasyonu	0-5000	0.0	1669.17
v_CH_K1.sub	Akarsu kolu kanalı alüvyonunda etkin hidrolik iletkenlik	0-300	0.0	286.79
v_CH_N1.sub	Akarsu kolu kanalı için Manning’in N değeri	0.01-30	0.014	14.46
v_CH_D50.bsn	Ana kanal yatağının medyan parçacık çapı (mm)	10-100	50	65.56

Kalibrasyon sonrasında, Serindere istasyonunda modellenen ve gözlenen sediman miktarı karşılaştırıldığında, gözlenen ve modellenen değerler birbirine yakın olmasına rağmen, 2012 yılında gözlenen miktar modellenen miktara göre daha fazladır (Şekil 8). Kalibrasyon sonucunda model  $R^2=0.60$ ,  $NSE=0.59$  değerleri ile iyileştirilmiştir. Sediman miktarının arazide ölçümlerinde çok fazla hata ve belirsizlik içermesi nedeniyle, sediman taşınım model kalibrasyonu sürecinde model doğruluğunu kabul edilebilir değerlere yaklaştırabilmek oldukça zordur. Bu çalışmada, Serindere istasyonunun ilişkili olduğu alt havzalardaki morfoloji diğer iki istasyonun ilişkili olduğu alt havzaların morfolojisine göre daha az değişkenlik göstermektedir. Ayrıca,

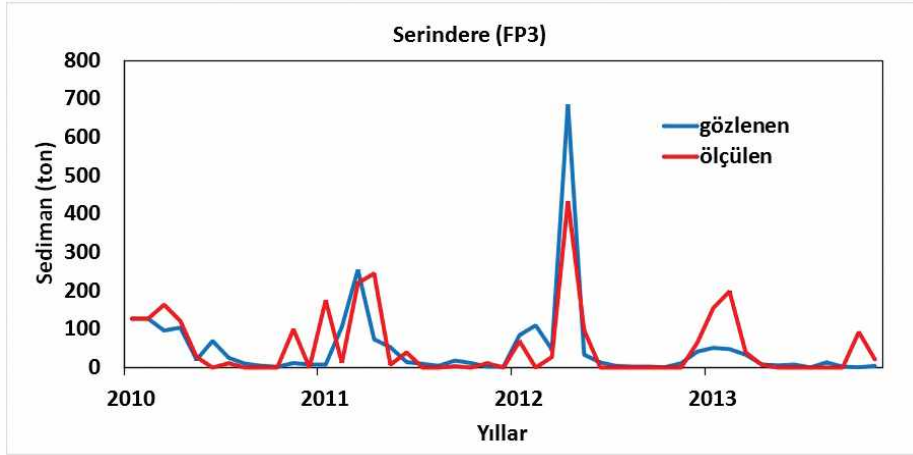
Kirazdere ve Kazandere istasyonlarının ilişkili olduğu alt havzalarda tarımsal faaliyetler diğer alt havzalara göre daha yoğundur, bu bölgelerde mağaralar ve keson kuyular bulunmaktadır. Tarımsal alanlardaki sulama miktarlarıyla ilgili veri eksikliği, mağaralardaki su kaybı ve keson kuyulardan kullanılan su miktarıyla ilgili eksik veriler, Kirazdere ve Kazandere akım ve sediman model sonuçlarını olumsuz yönde etkilemektedir. Serindere bölgesindeki daha az değişkenlik gösteren havza özellikleri ve tarımsal alanların diğer alt havzalara göre az olması, model belirsizliğini azaltarak akım ve sediman model sonuçlarının diğer iki istasyona göre daha iyi olmasına neden olmaktadır. Bu nedenle, sadece Serindere sediman gözlemleri kullanılarak sediman taşınım modellemesi yapılmıştır.



Şekil 7. Kalibrasyon ve validasyon periyodları için saçılım grafikleri a. Kirazdere (FP1), b. Kazandere (FP2), c. Serindere (FP3).

Figure 7. Scatter plots for calibration and validation periods a. Kirazdere (FP1), b. Kazandere (FP2), c. Serindere (FP3).





Şekil 8. Serindere kalibrasyon sonrasında ölçülen ve hesaplanan sediman miktarı arasındaki ilişki.

Figure 8. The relationship between observed and measured sediment amount at Serindere river after calibration.

## İKLİM DEĞİŞİKLİĞİ ETKİSİ

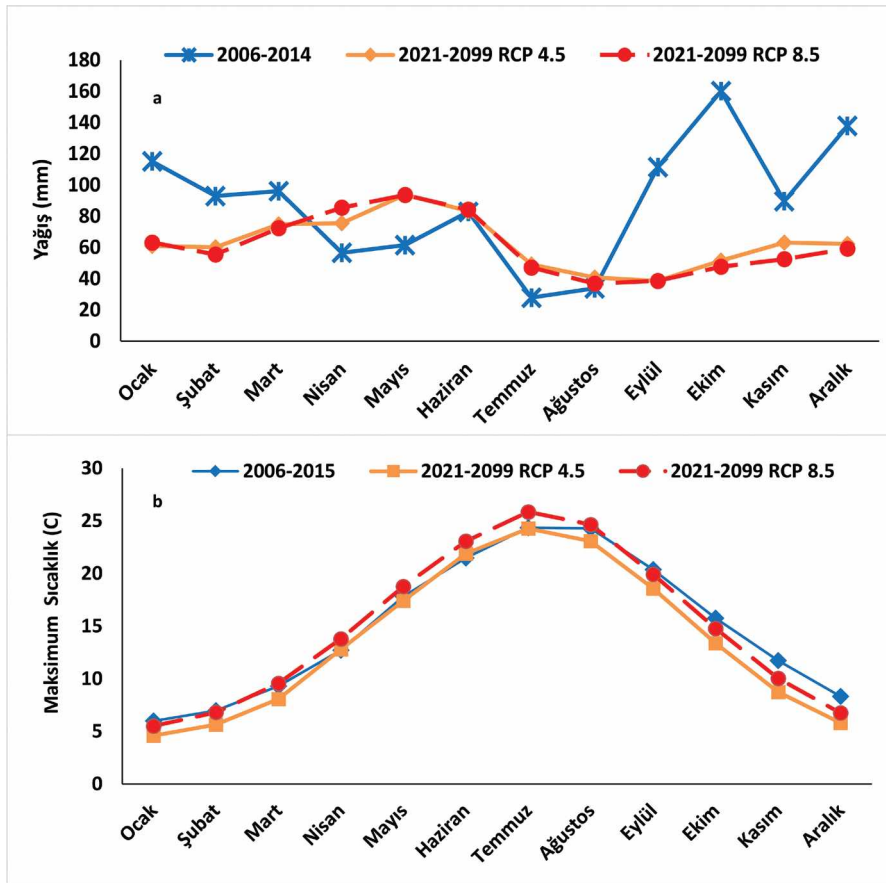
Meteoroloji Genel Müdürlüğü iklim değişikliğinin gelecekte ülkemize nasıl etkileyeceğini ortaya koyabilmek için, 2016-2099 dönemi için HadGEM2-ES, MPI-ESM-MR, GFDL-ESM2M küresel model veri setlerini kullanarak iklim projeksiyonları geliştirmiştir. Bu çalışmada, küresel model veri setleri RegCM4.3.4 bölgesel modeli ile dinamik ölçek küçültme yöntemiyle, RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre, 1971-2000 referans periyotlu 2016-2040, 2041-2070, 2071-2099 gelecek periyotlu 20 km çözünürlüklü projeksiyon sonuçları elde edilmiştir. Yuvacık Havzası'nda iklim değişikliğinin akım ve sediman taşınımına etkilerini ortaya koyabilmek amacıyla, Meteoroloji Genel Müdürlüğü'nün söz konusu çalışma sonucunda elde edilen iklim projeksiyon verileri kullanılmıştır.

Hükümetler Arası İklim Değişikliği Paneli'nin Beşinci Değerlendirme Raporuna (IPCC, 2014) göre Temsilci Konsantrasyon Yolları (RCPs: Representative Concentration Pathways), küresel sera gazı ve aerosol

konsantrasyonları ile alternatif gelecek senaryoları (SRES) başlangıç olarak kabul eden yeni senaryolardır. 2100 yılına kadar toplam ışınımsal zorlama yoluna ve seviyesine bağlı olarak, 2.5, 4.5, 6.0 ve 8.5 olarak tanımlanan dört RCP vardır. Bu çalışmada, RCP 4.5 (540 ppm CO<sub>2</sub>) ve RCP 8.5 (940 ppm CO<sub>2</sub>) senaryoları gelecekteki iklim projeksiyonlarının Yuvacık Barajı Havzasına etkilerini ortaya koymak için seçilmiştir. RCP 4.5, geniş ölçüde önceden tanımlanmış zorlama stabilizasyon kısıtlamaları ile orta düzeyde sera gazı konsantrasyonlarının uzun vadeli seviyesini varsayarken, RCP 8.5, sera gazı emisyonlarının 21. yüzyılda zamanla artacağını ve 2100 yılına kadar çok yüksek seviyelere yaklaşacağını kabul etmektedir (IPCC, 2014). RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre, 2021-2099 yılları için tahmin edilen aylık ortalama toplam yağış ve ortalama sıcaklıkta meydana gelebilecek değişiklikler, havzada bulunan 12 meteoroloji istasyonunun 2006-2014 yılları arasındaki ölçümleriyle karşılaştırılmıştır (Şekil 9a). 2021-2099 yılları arasında aylık ortalama yağış toplamı miktarlarında düşüş tahmin edilmiştir. 2006-2014 yılları arasında yıl

içinde Ekim, Aralık ve Haziran aylarında daha fazla yağış ölçülmesine rağmen, 2021-2099 yıllarında en fazla yağış yağması beklenen aylar Nisan ve Ağustos aylarıdır. 2021-2099 yılları arasında aylık ortalama sıcaklıklarda, 2006-2014 yıllarına göre RCP 8.5 senaryosuna göre yaklaşık 0.03 °C'lik bir artış olması beklenirken RCP 4.5 senaryosunda göre 1.24 °C'lik azalma tahmin edilmiştir (Şekil 9b).

Hidrolojik model 2021-2099 yılları arasında RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre çalıştırılarak, bu yıllar arasındaki iklim değişikliğinin su miktarı ve sediman taşımına etkisi ortaya konulmaya çalışılmıştır. RCP 8.5 ve RCP 4.5 senaryolarına göre, sırasıyla ortalama akım değerleri; Serindere'de 0.86 ve 0.68 m<sup>3</sup>/s, Kazandere'de 0.17 ve 0.14 m<sup>3</sup>/s, Kirazdere'de 0.41 ve 0.33 m<sup>3</sup>/s olarak tahmin edilmiştir. Bu değerler, 2006-2014 yıllarına ait ölçülen akım değerleri ile karşılaştırıldığında; RCP 8.5 ve RCP 4.5 senaryolarına göre sırasıyla, Kirazdere'de



Şekil 9. a. 2021-2099 dönemi için tahmin edilen ve 2006-2015 dönemi için gözlenen aylık ortalama toplam yağış, b. 2021-2099 dönemi için tahmin edilen ve 2006-2015 dönemi için gözlenen aylık ortalama sıcaklık.

Figure 9. a. Monthly average total precipitation estimated for 2021-2099 period and observed for 2006-2015 period, b. Monthly average temperature estimated for 2021-2099 period and observed for 2006-2015 period.

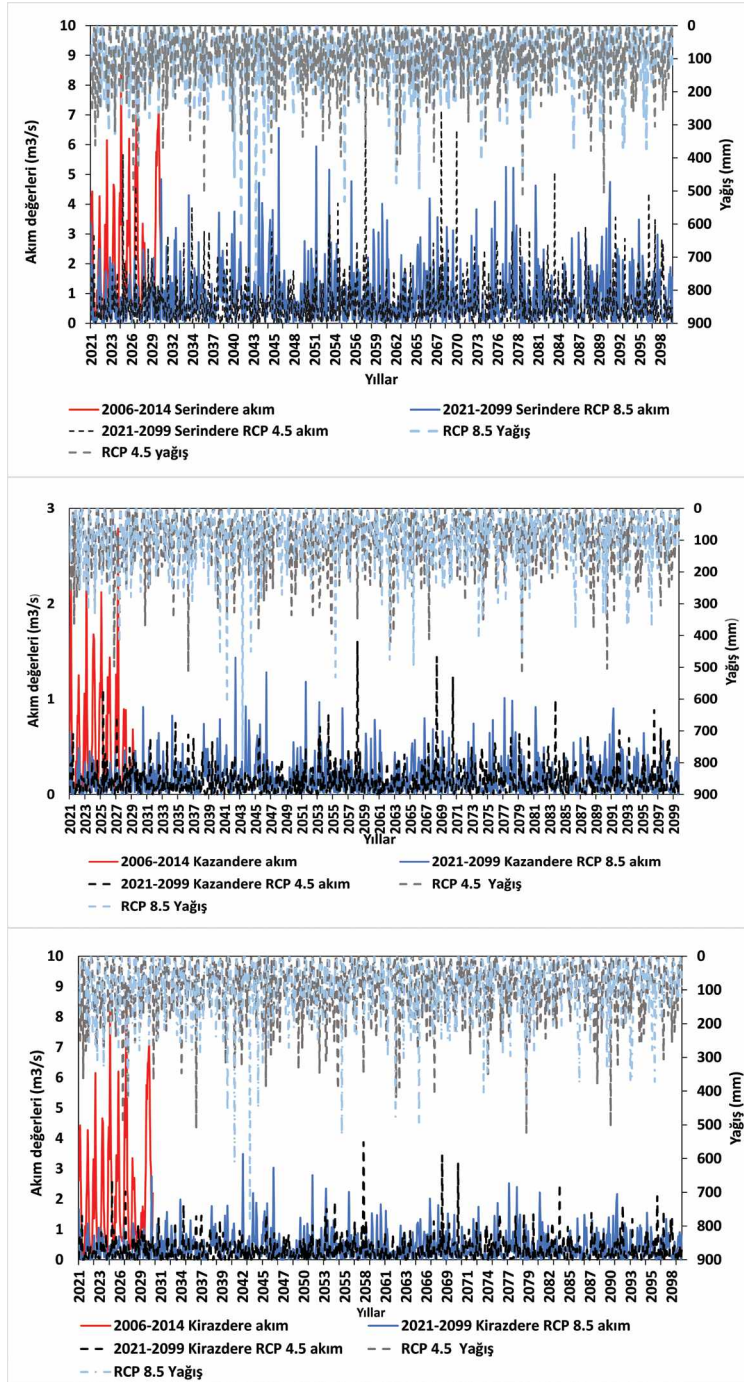
1.68 ve 1.76 m<sup>3</sup>/s, Serindere’de 1.23 ve 1.41 m<sup>3</sup>/s, Kazandere’de 0.36 ve 0.39 m<sup>3</sup>/s azalma gözlenmektedir. Serindere’de 2021-2040 yılları arasında azalan yağış miktarına bağlı olarak akım değerlerinde düşme, 2040-2045 yıllarında artan yağış miktarına bağlı olarak akım değerlerinde artış tahmin edilmektedir. Kirazdere ve Kazandere’de 2021-2040 ve 2090-2099 yılları arasında tahmin edilen yağış miktarı diğer yıllara göre düşüktür, bu nedenle bu yıllarda akım debilerinde azalma tahmin edilmektedir. Ayrıca, özellikle Kazandere ve Kirazdere’de modellenen yıllar için pik akım değerlerinde yaklaşık 8 m<sup>3</sup>/s’den 2 m<sup>3</sup>/s’ye ciddi miktarlarda azalma olduğu görülmektedir. 2021-2040 yılları arasında tahmin edilen yağış miktarlarının azalması ve sıcaklık değerlerinin artması, 2021-2040 yılları arasında akım debilerinde 2006-2014 yılları debileri ile karşılaştırıldığında azalmaya neden olmaktadır (Şekil 10).

Serindere istasyonunda 2010-2014 yılları için gözlenen aylık ortalama 49 ton sediman miktarı 2021-2099 yılları için RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre sırasıyla, aylık ortalama 247.58 ve 332.22 ton olarak tahmin edilmektedir (Şekil 11). Nisan ve Ağustos aylarında tahmin edilen yağış miktarlarında ve sıcaklık değerlerinde artış havzada mekanik erozyon oluşumuna neden olacak, böylece akımla taşınan sediman miktarında artış, meydana gelecektir.

## KENTSEL SU KULLANIMI VE ÇEVRE ÜZERİNDEKİ MUHTEMEL ETKİ VE ÖNERİLER

İklim değişikliğinin RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre yağış ve sıcaklık üzerine etkileri incelendiğinde (Şekil 9), her iki senaryo için ortalama aylık yağış toplamı miktarlarında azalma, RCP 4.5 senaryosuna göre aylık ortalama sıcaklıkların azalması beklenirken, RCP 8.5 senaryosuna göre artış gözlenmektedir. Bu etkilerin doğal sonucu olarak, Yuvacık

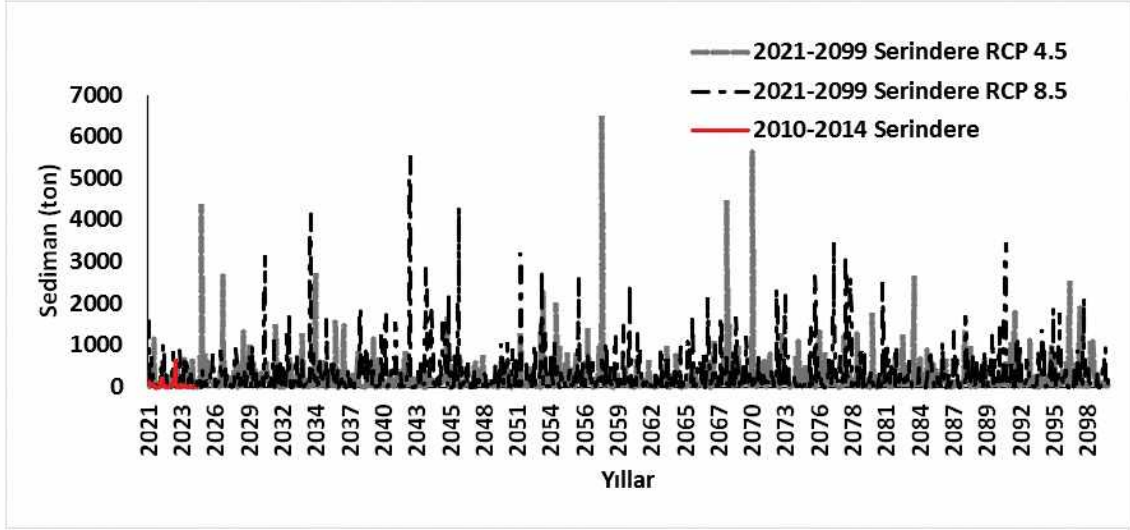
Baraj gölünü besleyen derelerin debilerinde azalma meydana gelmesi tahmin edilmektedir. Kirazdere ve Serindere akım debilerinde Kazandere ile karşılaştırıldığında, çok daha fazla azalma beklenmektedir. Kirazdere ve Serindere havza morfolojisi ve hidrolojisi açısından, Kazandere’ye göre farklılık göstermektedir. Kazandere’nin ölçüm yaptığı istasyonun ilişkili olduğu alt havza diğer iki istasyonun ilişkili olduğu havzalara göre daha küçük olduğundan, gecikme zamanı azalacaktır. Bu nedenle, iklim değişikliğinin akım debilerine etkisi farklıdır. Havza içerisinde alt havzalarda değişen hidrolojik, morfolojik, arazi kullanımı, bitki örtüsü, fiziksel vb. özelliklerin iklim değişikliğinin akım debilerine olan etkilerinde farklılıklar göstereceği için, su yönetimi açısından her bir alt havza ayrı ayrı planlanmalıdır. Yuvacık Barajını besleyen derelerin debi değerlerinde meydana gelmesi muhtemel önemli miktardaki düşüş, baraj gölünde su hacminde azalmaya sebep olacaktır. Bu nedenle, baraj gölünden sulama yapılan tarım alanlarındaki mahsullerin fonolojik döngüsü dikkate alınarak detaylı bir analiz yapılmalıdır. Tarım İl Müdürlüğü, iklim değişikliğinin etkilerini dikkate alarak havzada ürün deseni planlaması yapılmalıdır. Kocaeli Büyükşehir Belediyesi ve Devlet Su İşleri sulama yapılan alanlarla ilgili kuraklık eylem planlarını hazırlamalıdır. 2021-2099 yıllarında sediman taşınımı miktarı tahminleri dikkate alındığında sediman taşınım miktarında RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre artış gözlenmiştir (Şekil 11). Ayrıca, kuraklık havzadaki orman alanlarının azalmasına sebebiyet vererek toprak erozyonun artmasına zemin hazırlayacaktır. Buna bağlı olarak, baraj gölüne sediman taşınımı artacağından baraj gölünün kullanım süresi azalacaktır. Havzadaki nehir akım debilerinde ve sediman miktarındaki değişiklikler çevresel akışı olumsuz yönde etkileyeceğinden havzada ekolojik dengenin korunmasına yönelik çalışmalar yapılmalıdır.



Şekil 10. 2021-2099 yılları için RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre tahmini akım değerleri a. Kirazdere, b. Serindere, c. Kazandere.

Figure 10. Estimated flow values based on RCP 4.5 and RCP 8.5 scenarios for 2021-2099 period a. Kirazdere, b. Serindere, c. Kazandere.





Şekil 11. Serindere, 2021-2099 yılları için RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryosuna göre tahmini sediman değerleri.

Figure 11. Estimated sediment values of Serindere based on RCP 4.5 and RCP 8.5 scenario for 2021-2099.

Havzadaki sulama ve içme suyu ihtiyacının söz konusu etkiler doğrultusunda giderilmesine yönelik, ek önlem çalışmalarına başlanması önem arz etmektedir. Yakın dönem (2021-2040) yılları için su yönetim planlama faaliyetleri yürütülmesi için, havzada su yönetimiyle ilgili kurum kuruluşlarının uzmanlarından oluşan çalışma grubu oluşturulmalıdır. Çalışma grubunu üyelerinin farklı meslek gruplarından oluşması, bütüncül anlayışla havza yönetim planlaması yapılabilmesi için önemlidir. Böylece, havzada sürdürülebilir arazi ve su yönetimi sağlanmış olacaktır.

## SONUÇ VE ÖNERİLER

Yuvacık Barajı Sakarya ve İzmit illerinin içme suyu ihtiyacını karşılamak, sulama, sel ve taşkın önleme ve kuraklık dönemlerinde su yönetimi sağlamak üzere kullanılmaktadır. Bu nedenle, iklim değişikliğinin havzada su ve sediment miktarına olan etkileri tahmin

edilerek, barajdan elde edilen suyun yönetiminin ve planlamasının yapılması için zemin hazırlanmıştır. Bu kapsamda, Meteoroloji Genel Müdürlüğü tarafından RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre üretilen veriler hidrojik modelde kullanılarak, 2021-2099 yılları arasındaki iklim değişikliğinin su ve sediment miktarına olan etkileri tahmin edilmiştir. Yuvacık Barajı'nı besleyen Kazandere, Kirazdere ve Serindere derelerinin 2006-2014 yıllarında ölçülen aylık ortalama akım değerleri sırasıyla, 0.55, 1.28 ve 1.94 m<sup>3</sup>/s'dir. RCP 4.5 ve RCP 8.5 senaryolarına göre, 2021-2099 yılları için sırasıyla Kazandere 0.14 ve 0.17 m<sup>3</sup>/s, Kirazdere 0.41 ve 0.33 m<sup>3</sup>/s, Serindere 0.86 ve 0.68 m<sup>3</sup>/s tahmin edilmiş olup, bu değerler barajı besleyen derelerin akım debilerinde azalma olacağına işaret etmektedir. Serindere istasyonunda 2010-2014 yılları için ölçülen yaklaşık aylık ortalama 49 ton sediman miktarı 2021-2099 yılları için RCP 4.5 senaryosuna göre aylık ortalama 247.58 ton ve RCP 8.5 senaryosuna göre 332.21 ton



olarak hesaplanmıştır. Baraj gölünü besleyen derelerin debi değerlerindeki azalma, baraj gölünün su hacminde azalmaya neden olacaktır. Bu nedenle, baraj gölünden sulanan alanlardaki ürün deseni ve içme suyu kullanımı için geleceğe yönelik su yönetim planlaması yapılması gerekmektedir. Ayrıca, debi miktarlarında düşme havzadaki orman alanlarının azalmasına, bu durumun sonucunda da erozyon miktarında artış meydana gelecektir. Böylece, baraj gölüne gelen sediman miktarı artacağından baraj gölünün kullanım süresi kısıllacaktır.

## KATKI BELİRTME

Yuvacık Barajı Havza Koruma ve Özel Hüküm Belirleme Projesi kapsamında birlikte çalıştığım Kocaeli Büyükşehir Belediyesi çalışanları Jeoloji Yüksek Mühendisi Abdullah Altuntaş ve Harita Mühendisi Azize Koç'a özverili çalışmaları ve destekleri için en derin saygı ve teşekkürlerimi sunarım. Ayrıca, arazi çalışmaları ve veri konusunda desteklerinden ötürü Kocaeli Büyükşehir Belediyesi ISU Genel Müdürlüğü'ne saygılarımı sunarım.

## KAYNAKLAR

- Alp, E., Özcan, Z., 2017. Effects of climate change on diffuse pollution in Lake Mogan Watershed. American Geophysical Union, Fall Meeting 2017.
- Ardas, S., Creutzberg, D., 1995. Soil Reference Profiles of Turkey. Dept. of Soil Science-Faculty of Agriculture-Çukurova University, International Soil Reference and Information Centre, Country Report 3.
- Arnold, J.G., Srinivasan, R., Mutiah, R.S., Williams, J.R., 1998. Large area hydrologic modeling and assessment part I: model development. Journal of the American Water Resources Association, 34 (1), 73-89.
- Arnell, N.W., Brown, S., Gosling, S.N., Gottschalk, P., Hinkel, J., Huntingford, C., Lloyd-Hughes, B., Lowe, J.A., Nicholls, R.J., Osborn, T.J., Osborne, T.M., Rose, G.A., Smith, P., Wheeler, T.R., Zelazowski, P., 2014. The impacts of climate change across the globe: A multi-sectoral assessment. Climatic Change, 134, 457-474. doi:10.1007/s10584-014-1281-2.
- Ahn, S. R., Jeong, J. H., Kim, S. J., 2016. Assessing drought threats to agricultural water supplies under climate change by combining the SWAT and MODSIM models for the Geum River basin, South Korea. Hydrological Sciences Journal, 61(15), 2740–2753. doi:10.1080/02626667.2015.1112905.
- AATTUT, 2010. Atıksu Arıtma Tesisleri Teknik Usuller Tebliği. Resmi Gazete, 27527.
- Bagnold, 1966. An Approach to the Sediment Transport Problem From General Physics. Geological Survey Professional Paper, 422-I.
- Bhatta, B., Shrestha, S., Shrestha, P. K., Talchabhadel, R., 2019. Evaluation and application of a SWAT model to assess the climate change impact on the hydrology of the Himalayan River Basin. CATENA, 181, 104082. doi:10.1016/j.catena.2019.104082.
- Bucak, T., Trolle, D., Tavşanoğlu, Ü. N., Çakiroğlu, A. İ., Özen, A., Jeppesen, E., Beklioğlu, M., 2018. Modeling the effects of climatic and land use changes on phytoplankton and water quality of the largest Turkish freshwater lake: Lake Beyşehir. Science of The Total Environment, 621, 802-816.
- Chaemiso, S.E., Abebe, A., Pingale, S.M., 2016. Assessment of the impact of climate change on surface hydrological processes using SWAT: a case study of Omo-Gibe river basin, Ethiopia. Modeling Earth Systems and Environment, 2, 1–15.
- Cramer, W., Guiot, J., Fader, M., Joaquim Garrabou, J., Gattuso, J. P., Iglesias, A., Lange, M. A., Lionello, P., Llasat, M. C., Paz, S., Peñuelas, J., Snoussi, M., Toreti, A., Michael N. Tsimplis, M. N., Elena Xoplaki, E., 2018. Climate change and inter-connected risks to sustainable development

- in the Mediterranean. *Nature Climatic Change*, 8, 972–980.
- Flato, G.M., Boer, G.J., 2001. Warming Asymmetry in Climate Change Simulations. *Geophysical Research Letters*, 28, 195-198.
- Gassman, P.W., Reyes, M.R., Green, C.H., Arnold, J.G., 2007. The Soil and water assessment tool: historical development, applications and future research directions. *Economics Publications*, 50(4), 1211-1250.
- Gosain, A.K., Rao, S., Basuray, D., 2006. Climate change impact assessment on hydrology of Indian river basins. *Current Science*, 90(3), 346-353.
- Kara, F., Yucel, I., 2015. Climate change effects on extreme flows of water supply area in Istanbul: utility of regional climate models and downscaling method. *Environmental Monitoring Assessment*, 187(9), 580.
- Kara, F., Ismail Yucel, I., Akyurek, Z., 2016. Climate change impacts on extreme precipitation of water supply area in Istanbul: use of ensemble climate modelling and geo-statistical downscaling. *Hydrological Sciences Journal*, 61(14), 2481-2495.
- Jahn, R., Blume, H. P., Asio, V. B., Spaargaren, O., Schad, P., 2006. Guidelines for soil description. 4th ed. Rome: Food and Agriculture Organization of the United Nations, pp. 67–77.
- Jerry, M., Terese, T.C. Richmond, Gary W, Yohe Eds., 2014. Climate Change Impacts in the United States: The Third National Climate Assessment. U.S. Global Change Research Program, 841 p.
- IPCC., 2000. Third Assessment Report, 2000 (Contribution of Working Group I and II to the Second Assessment Report of the Intergorvenmental Panel on Climate Change).
- IPCC., 2014. AR5 Synthesis Report: Climate Change 2014, The Synthesis Report (SYR) of the IPCC Fifth Assessment Report (AR5).
- Lionello, P., Scarascia, L., 2018. The relation between climate change in the Mediterranean region and global warming. *Reg Environ Change*, 18, 1481–1493.
- Sattar H., Sarwar S., Shrestha S., 2020. Hydrologic Impact of Climate Change on Planned Hydro Dams in Swat River Basin. In: Mohd Sidek L., Salih G., Boosroh M. (eds) ICDSME 2019. ICDSME 2019. Water Resources Development and Management, Springer, Singapore.
- Moriasi, D. N., Arnold, J. G., Van Liew, M. W., Bingner, R. L., Harmel, R. D., Veith, T. L., 2007. Model evaluation guidelines for systematic quantification of accuracy in watershed simulations. *American Society of Agricultural and Biological Engineers*, 50(3), 885–900.
- Song, Y., Zhang, J., Zhang, M., 2018. Impacts of Climate change on runoff in Qujiang River Basin Based on SWAT Model. 7th International Conference on Agro-geoinformatics(Agro-geoinformatics), Hangzhou, pp. 1-5.
- Nakicenovic, Alcamo, J., Davis, G., Vries, B.D., 2000. Special Report on Emissions Scenarios. A Special Report of Working Group III of the Intergovernmental Panel on Climate Change. Cambridge University Press: Cambridge. 599 p.
- Nash, J. E., Sutcliffe, J. V., 1970. River flow forecasting through conceptual models: Part I. A discussion of principles. *Journal of Hydrology*, 10 (3), 282–290.
- Oakes, H., 1958. Türkiye Toprakları. Türk Yüksek Ziraat Mühendisleri Birliği Neşriyatı. Sayı:18, 224s.
- Ozdemir, A., Leloglu U.M., 2018. A fast and automated hydrologic calibration tool for SWAT. *Water and Environmental Journal*, 33, 488-498.
- Otto, Daniel R., 2019. The impact of climate change on stream flow and watershed hydrology determined using the SWAT model in the Eastern Sierra Nevada Watershed. California. Senior Capstone Projects. 855 p.
- Sönmez, A. Y., Kale, S., 2020. Climate change effects on annual streamflow of Filyos River (Turkey). *Journal of Water and Climate Change*, 11 (2), 420–433. jwc2018060. doi: <https://doi.org/10.2166/wcc.2018.060>.

- USDA., 1986. Urban hydrology for small watersheds. Technical Release 55(TR-55) (Second ed.). United States of Department of Agriculture, Natural Resources Conservation Service, Conservation Engineering Division.
- Uniyal, B., Jha, M.K., Verma, A.K., 2015. Assessing climate change impact on water balance components of a river basin using swat model. *Water Resour Manage*, 29, 4767–4785.
- Verma, S., Bhattarai, R., Bosch, N. S., Cooke, R. C., Kalita, P. K., Markus, M., 2015. Climate change impacts on flow, sediment and nutrient export in a Great Lakes Watershed using SWAT. *CLEAN Soil, Air, Water*, 43(11), 1464–1474.
- Yagbasan, O., 2016. Impacts of climate change on groundwater recharge in Küçük Menderes River Basin in Western Turkey. *Geodinamica Acta*, 28(3), 209-222. doi: 10.1080/09853111.2015.1121802.
- Yagbasan, O., Yazicigil, H., Demir, V., 2017. Impacts of climatic variables on water-level variations in two shallow Eastern Mediterranean lakes. *Environmental Earth Science*, 76, 575.
- Yilmaz K.K., Yazicigil H., 2011. Potential impacts of climate change on Turkish Water Resources: A Review. In: Baba A., Tayfur G., Gündüz O., Howard K., Friedel M., Chambel A. (eds) *Climate Change and its Effects on Water Resources*. NATO Science for Peace and Security Series C: Environmental Security, vol 3. Springer, Dordrecht.
- YBOZHP., 2014. Yuvacık Barajı Havza Koruma ve Özel Hüküm Belirleme projesi. Kocaeli Büyükşehir Belediyesi Başkanlığı İzmit Su ve Kanalizasyon İdaresi Genel Müdürlüğü.