

3. ULUSAL KAYA MEKANİĞİ SEMPOZYUMU BİLDİRİLER KİTABI

**PROCEEDINGS OF THE 3RD NATIONAL ROCK MECHANICS
SYMPOSIUM**



**15-16 Şubat 1996
February 15-16 1996 Ankara**

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

d i : **Konveyör Band**

Soyadı : **Özerband**

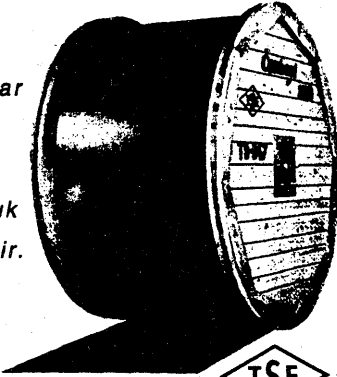
Doğum Yeri : **Afyon**

Taahhüti : **Türk Malı**



Özerband teknolojinin bütün yeniliklerini kullanarak konveyör band üretir. Türkiye'de tek vardiyada 308.313m² ve 2550 mm genişlikte tekstil ve/veya çelik dokulu bant üretebilen tek firma Özerband'tır. Ülkemizin bant ihtiyacını tümüyle karşılayan Özerband, yüksek kalitesi ve rekabet edebilen fiyatlarıyla dünya pazarlarındada söz sahibidir. 2550 mm ye kadar bütün tekstil dokulu bantları

TSE 547,
2000 mm ye kadar
bütün çelik
dokulu bantları
TS 4464 uygunluk
belgesine sahiptir.



Kısaca
Türkiye'de konveyör
bandın adı,
Özerband'tır

Özerband

KONVEYÖR BAND SANAYİ VE TİCARET A.Ş.

**3. ULUSAL KAYA MEKANİĞİ SEMPOZYUMU
BİLDİRİLER KİTABI**

**PROCEEDINGS OF THE 3RD NATIONAL ROCK MECHANICS
SYMPOSIUM**

**15-16 Şubat 1996
February 15-16 1996 Ankara**

**Editörler/Editors
Seyfi Kulaksız, Reşat Ulusay, Bahtiyar Ünver**

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

**Bu bildiriler kitabının yayın hakkı
Türk Ulusal Kaya Mekanığı Derneği'ne aittir.
Bu kitapta yeralan bildirilerin aynen yayınlanması
yazarından yazılı izin almak koşulu ile mümkündür.
Alıntı için kaynak göstermek yeterlidir.
Bildiriler, sadece şekil açısından incelenmiş olup
içeriklerinin tüm sorumluluğu yazar(lar)ına aittir.**

ONURSAL BAŐKAN

Erhan Timur

DÜZENLEME KURULU

Prof. Dr. Seyfi KULAKSIZ

Doç. Dr. Hüsnü AKSOY

Doç. Dr. Reşat ULUSAY

Doç. Dr. Bahtiyar ÜNVER

Araş. Gör. Bülent TİRYAKİ

Araş. Gör. Yılmaz ÖZÇELİK

ÖNSÖZ

Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği'nin geleneksel 3.Ulusal Sempozyumu, üstlendiği iki uluslararası sempozyum (Mine Planning and Equipment Selection 1994 ve Assessment and Prevention Failure Phenomena in Rock Engineering 1993) nedeniyle biraz gecikmeli olarak gerçekleşmektedir.

Bu sempozyumda, Türkiye'de kaya mekaniği konusunda hem uygulamalı hem de teorik olarak yapılan çalışmaları ulusal düzeyde duyurmak ve tartışmak, kaya mekaniği teknolojisine katkıda bulunmak, eğitim ve uygulamalarını geliştirmek hedeflenmiştir. Diğer yönden, genelde jeoteknik kavramı içinde yeralan, kaya mekaniği, zemin mekaniği ve mühendislik jeolojisi disiplinleri arasında bilgi iletişimini ve işbirliğini sağlamak amacını da taşımaktadır.

Bilimsel Kurulumuzca, 35 tebliğden, konu içeriği açısından 26 tebliğ sunuma kabul edilmiştir. Sempozyum Düzenleme ve Yürütme Kurulu'na, gerek tebliğleri gerekse manevi-maddi desteklerini sağlayan tüm delege ve kuruluşlara teşekkür ederim.

Prof. Dr. Seyfi KULAKSIZ

İÇİNDEKİLER / CONTENTS

	Sayfa/Page
1 Kablo lu Kaya Saplama Sistemlerinin Dayanım Özelliklerinin Araştırılması Investigation of Strength Characteristics of Cable Bolt Systems T. Ünlü, D. J. Reddish.....	3
2 İstanbul Metrosu Zincirlikuyu Tünelleri Üzerine Bir Değerlendirme An Evaluation on Zincirlikuyu Tunnels of the Istanbul Metro Project M. D. Köksal, İ. Atik, S. Şimşek.....	15
3 Bolu Otoyol Tünelinde Sıkışan Kayalar Squeezing Rocks in Bolu Tunnel S. Dalgıç, A. M. Gözübol.....	25
4 Soma Işıklar Desandresindeki Zayıf Kayaçların Jeomekanik Özelliklerinin Desandrenin Duraylılığına Etkisi Effect of Geomechanical Properties of Weak Rocks in the Soma Işıklar Decline Drivage to the Decline Drivage Stability Y. Özçelik, S. Kulaksız.....	35
5 Eskişehir-Karaburhan Krom Cevheri İçin Uygun Yeraltı Üretim Yöntemi Seçimi Selection of Optimum Underground Mining Method for Eskişehir-Karaburhan Chromite Ore A. Kahrıman, A. Ceylanoglu, A. Demirci, E. Arpaz, K. Görgülü.....	47
6 Çayırhan Mekanize Kömür İşletmesinde Uzunayak Tahkimat Alternatifleri Alternatives of Longwall Support in Çayırhan Coal Mine Ö. Ünver.....	61
7 Uzunayaklarda Tamamlanmış Eşdeğer Katılık Modeli ve Tahkimat-Tabaka Etkileşimi Completed Equivalent Stiffness Model and Support-Strata Interaction in Longwall Faces R. Özel, E. Ünal.....	79
8 Tunçbilek 6 Nolu Yeraltı Ocağı Taban Yollarında Tavan Tabaka Hareketleri ve Konverjansın Ayak Uzaklığına Bağlı Değişimi The Strata Movements Over Tailgate and Convergence Changes Related to Longwall Face Distance in Number 6 Tunçbilek Colliery Ç. Tatar, H. Köse, S. Şenkal, G. Konak, T. Onargan.....	89
9 Andezitlerdeki Süreksizliklerin Pürüzlülük Ölçümleri Roughness Measurements on Discontinuities in Andesites M. Y. Koca, O. Aydan, N. Türk.....	101
10 Mermer Türlerinin Jeomekanik Analiz Değerlendirmesi Geomechanical Evaluation of Marble Types M. Özer, A. Şentürk, L. Gündüz.....	113

11	Bazı Mermer Örneklerinde Sismik Hızların Yapay Süreksizlik Düzlemleriyle Değişimi Seismic Wave Velocity Changes in Some Marble Samples Through the Medium of Artificially Created Discontinuity Planes D. Mamurekli, S. Kulaksız, B. Ünver.....	123
12	Suni Mermer Plaklarının Fiziksel ve Mekanik Özellikleri Physical and Mechanical Properties of Artificial Marble Plates İ. Uğur, A. Şentürk, L. Gündüz.....	135
13	Berke Barajı Jeofizik ve Kaya Mekanik Araştırmaları Geophysical and Rock Mechanics Investigations at Berke Dam Site T. Bozdağ, D. Sarı, A. G. Paşamehmetoğlu, M. Büyükköse.....	145
14	İstanbul Yeniköy Mil-Ten Sahasında Mevcut Heyelanın Analizi ve Yerleşim Bölgelerine Yaklaşım Sınırının Belirlenmesi Slope Failure Analysis in Istanbul Yeniköy Coal Field of Mil-Ten Mining Company and Determination of Approaching Limits to the Urban Areas E. Nasuf, R. H. Eren, S. Yazıcı, M. Turan.....	157
15	Kaya Şevlerinin Duraylılık Analizlerine Bir Güvenirlik Yaklaşımı A Reliability Approach to Stability Analysis of Rock Slopes H. Ş. B. Düzgün, T. Bozdağ, A. G. Paşamehmetoğlu.....	169
16	Kaya Kütleli Sınıflama Sistemleri Üzerine Kritik Bir Değerlendirme A Critical Review on Rock Mass Classification Systems İ. Özkan, E. Ünal.....	181
17	Zemin Kaya Ayırımı İçin Olası Yaklaşımlar Possible Criteria for Distinguishing Soil and Rock A. Önalp, E. Arel.....	195
18	Kayaçların Yenilme Karakteristikleri Failure Characteristics of Rocks G. Şenyur.....	199
19	Patlatılmış Yığının Parça Boyut Dağılımının Belirlenmesinde Pratik Bir Yöntem A Practical Method in the Determination of Particle Size Distribution of the Blasted Rock H. T. Özkahraman.....	213
20	Çatlaklı Kayanın Gevşeme Modülünün Araştırılması An Investigation of Loosening Modulus of Fractured Rock Y. Mahmutoglu, M. Vardar.....	225
21	Kömür Çevre Kayaçlarının Dayanım Anizotropisi Strength Anisotropy of the Coal Measures Rocks K. Çolak, Y. M. Müftüoğlu.....	241

		Sayfa/Page
22	Hoek-Brown Yenilme Ölçütünün Gelişimi Evolution of the Hoek-Brown Failure Criterion H. Gerçek.....	251
23	Bilgisayar Kontrollü Direkt-Makaslama Aleti A New Computer-controlled Direct-Shear Apparatus D. Sarı, T. Bozdağ, A. G. Paşamehmetoğlu.....	263
24	Mermer Yüzey Sertliklerini Belirleme Yöntemleri Üzerine İstatistiksel Bir Değerlendirme A Statistical Evaluation on the Determination Methods of Marble Surface Hardnesses A. Sarıışık, L. Gündüz.....	273
25	Ayrık Sonlu Eleman Yönteminin Kaya Mühendisliği Yapılarına Uygulaması Applications of Discrete Finite Element Method (DFEM) to Rock Engineering Structures Ö. Aydan, İ. H. P. Mamaghani.....	283
26	Sismik Dalga Hızları ile SPT ve Pressiometre Deney Sonuçları Arasındaki İlişkilerin İncelenmesi Correlation Between Seismic Wave Velocities and SPT, Pressuremeter Tests H. Şişman.....	291

BİLDİRİLER

KABLOLU KAYA SAPLAMA SİSTEMLERİNİN DAYANIM ÖZELLİKLERİNİN ARAŞTIRILMASI

Investigation of Strength Characteristics of Cable Bolt Systems

Yrd. Doç. Dr. Tuğrul ÜNLÜ

Zonguldak Karaelmas Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Zonguldak

Dr. D. J. REDDISH

Mineral Resources Engineering Department, The University of Nottingham, England

ÖZET

Bu bildiride, yeraltı ve yerüstü yapılarının duraylılığının sağlanması amacı ile geliştirilmeye çalışılan çeşitli tiplerdeki kablolu kaya saplama sistemlerinin çekme dayanımlarının belirlenmesi için gerçekleştirilen bir dizi deneysel çalışmanın sonuçlarına yer verilmektedir. Bildiride ayrıca kablolu kaya saplamalarının yük taşıma (çekme ve kesme) kapasitelerinin belirlenebilmesi amacıyla yazarlar tarafından geliştirilen alternatif deney düzenekleri önerilmektedir.

ABSTRACT

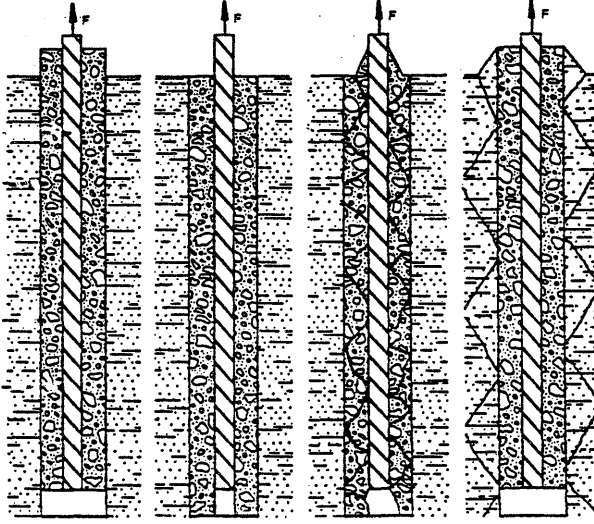
This paper describes a series of laboratory studies that have been carried out to determine strength characteristics of various cable bolt systems. Moreover, alternative test methods developed by the authors for determining load carrying capacity of cable bolts subjected to shear and tensile forces are proposed.

1. GİRİŞ

Kablolu kaya saplamaları(cable bolts), ilk olarak 1970'li yılların başlarında Avustralya'nın bazı yeraltı madenlerinde üretim çalışmaları öncesinde tabakaların kuvvetlendirilmesi amacıyla kullanılmıştır. Kablolu kaya saplamaları daha sonra yaygınlaşarak A.B.D'nin Homestead altın madeni (1977), Kanada ve İngiltere gibi diğer gelişmiş ülkelerin yeraltı madenlerinde de uygulanmaya başlanmıştır. Bu tip saplamaların klasik rijit saplamalara (rebar, split-set, swellex v.b.) karşı en önemli üstünlüğü uygulama uzunluklarının galeri yüksekliği ile sınırlı olmamasıdır. Kablolu kaya saplamaları günümüz teknolojisi ile 0-20 m arasında değişen uzunluklarda uygulanabilmektedir.

Kablolu kaya saplamalarının çalışma prensibi dolgu kaya saplamalarına benzemektedir. Kablolu kaya saplama sisteminin (kablo, bağlayıcı çimento ve kaya kütesinin bir arada düşünüldüğü sistem) yenilmesi Şekil 1'de gösterildiği gibi farklılıklar göstermektedir. Yenilme olasılıkları şunlardır,

- kaya-çimento arasındaki bağlantının yitimi ile oluşan kesme yenilmesi,
- kablo-çimento arasındaki bağlantının yitimi ile oluşan kesme yenilmesi,
- çimento malzemesinin yenilmesi ve
- kayada oluşabilecek bir yenilme.



Şekil 1. Kablolu kaya saplama sistemlerinde karşılaşılabilecek olası yenilme şekilleri (Jeremic ve Delaire, 1983).

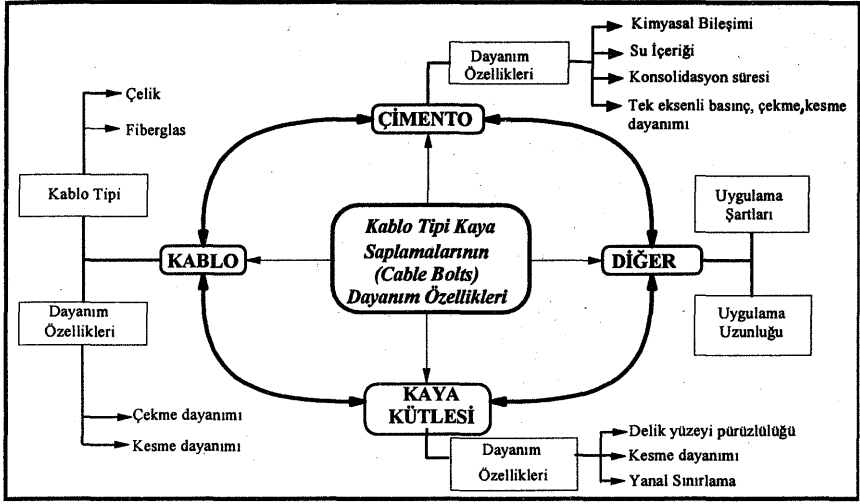
Geçmiş araştırmalar en yaygın yenilme şeklinin kablonun bağlayıcı çimento malzemesinden sıyrılması şeklinde oluştuğunu göstermiştir. Kablolu kaya saplamalarının tasarımında iki önemli dayanım faktörü gözönünde bulundurulur (Yazıcı ve Kaiser, 1992). Bunlar,

1. Çekme direnci (kablonun sıkıldığı delikten birim uzunluğunun sıyrılarak çıkartılması için gerekli eksenel çekme kuvveti, MNm) ve
2. Yapışma veya sıkılanma direnci (Kablonun çekme direncinin kablonun dış yüzey alanına bölünmesi ile elde edilen dayanım, MPa).

Kablolu kaya saplama sistemlerinin (Kablo, bağlayıcı çimento malzemesi ve kaya kütlelerinin yer aldığı sistem) etkinliğini belirleyen faktörler çok çeşitli olup bunlar dört nan grup altında toplanabilirler. Bu faktörler,

- Kullanılan kablonun dayanım özellikleri,
- Bağlayıcı dolgu maddesi olarak kullanılan çimentonun dayanım özellikleri,
- Kaya kütlelerinin dayanım özellikleri,
- Diğer yan faktörler (dolgu malzemesinin gereğine uygun hazırlanması, dolgunun ve kablonun deliğe gereğine uygun şekilde yerleştirilmesi gibi faktörler çalışma performansını doğrudan etkilemektedir)

Bu faktörler Şekil 2’de şematik olarak gösterilmektedir.



Şekil 2. Kablololu kaya saplamala sistemlerinin performansını etkileyen faktörler (Ünlü, 1994).

1.1. Kablolar

Kablolu kaya saplamalarının ilk uygulamalarında çekme ve kuyu halatları gibi başka amaçlar için kullanılan eski kabloların yağlarından arındırılıp uygun boylarda kesilerek kullanıldığına dair bilgiler literatürde yer almaktadır (Jeremic ve Delaire, 1983). Günümüzde bu kablolar yerlerini bu işin amacına uygun olarak geliştirilmiş yüksek dayanımlı çelik ve fiberglas kablolarla bırakmışlardır. Dyform tip düşük hava boşluklu ve standart çelik halattan % 20 daha fazla çelik içeren halatlar bunlara bir örnektir. Bağlayıcı çimento malzemesi ile kablo arasındaki kohezyonu artırmak ve dolayısıyla sistemin dayanımını geliştirmek amacıyla çelik kabloyu oluşturan tel elemanlar kablo boyunca belirli aralıklarla birbirlerinden ayrılarak ve nodal noktalarda tekrar birleştirilerek oluşturulan kafes sistemi (birdcaging) ile standart kabloya alternatif bir kablo türü olan kafes sistemli kablo tipi geliştirilmiştir. Tek kafesli (birdcage) kablo 7 tel elemanlı bir kablodan, çift kafesli kablo ise toplam 14 tel elemanlı iki kablodan oluşmaktadır. Bunlardan başka ortası tüp şeklinde tasarımılandırılmış çelik halatlarla birlikte tel kalınlıkları genellikle 7 mm olan çeşitli eleman sayılarına sahip kafes şeklindeki fiberglas kablolar da kablololu kaya saplaması olarak kullanılmaktadır (Şekil 3).

1.2. Çimento Malzemesi

Kablolu kaya saplamaları için özel bileşimli yüksek dayanımlı çimentolar geliştirilmeden önce bu iş için normal Portland çimento- su karışımı bağlayıcı dolgu maddesi olarak kullanılmıştır (Schmuck, 1976). Bu tip çimento ucuz olmasına karşın uzun katılma süresine ve düşük dayanıma sahiptir. Bu olumsuzluğu gidermek amacıyla özel olarak hazırlanmış çeşitli kimyasal madde katkılı bağlayıcı çimento

malzemeleri geliştirilmiş ve piyasaya sürülmüştür. Kablolü kaya saptamaları ile birlikte kullanılacak çimentoda aranan özellikler şunlardır:

- Erken katılaşma (en kısa sürede katılarak yük taşıma özelliği kazanması ve tabaka hareketlerini engellemesi),
- Genişleme kabiliyeti (kaya ile kablonun delik içerisinde sıkılarak birleşmeyi kuvvetlendirmek),
- Su içerisinde karışma kolaylığı (delik içine rahatça pompalanabilmesi için suya homojen olarak karışma özelliği),
- Korozyona karşı dayanıklılık (pompanın ve çelik kablonun korozyona uğramasına neden olacak bileşimler içermemesi) ve
- Yüksek dayanıma sahip olmasıdır (kablolu kaya saptama sisteminin dayanımını artırmak için yüksek basma, kesme ve çekme dayanımına sahip olması).

Çimento malzemesinin su içeriği ile pompalanabilme özelliği arasında bir ilişki vardır. Aynı zamanda bu ilişki katılaşma süresinde etkilemektedir. Bu işin amacına uygun olarak İngiltere’de piyasaya sürülen çimentolarda önerilen katı-su karışım oranları 3.2/1 ve 6.4/1 arasında değişmektedir (Ünlü, 1994). Çimento malzemelerinin basma dayanımları 7 günlük bekleme süresi sonrasında yaklaşık olarak 80 MPa seviyesine çıkabilmektedir. Yine bu malzemeler üzerinde yapılan dolaylı çekme deneyleri, 7 günlük kür sonrasında bu çimentoların çekme dayanımlarının tiplerine bağlı olarak 8.82-10.39 MPa arasında değiştiği gözlenmiştir.

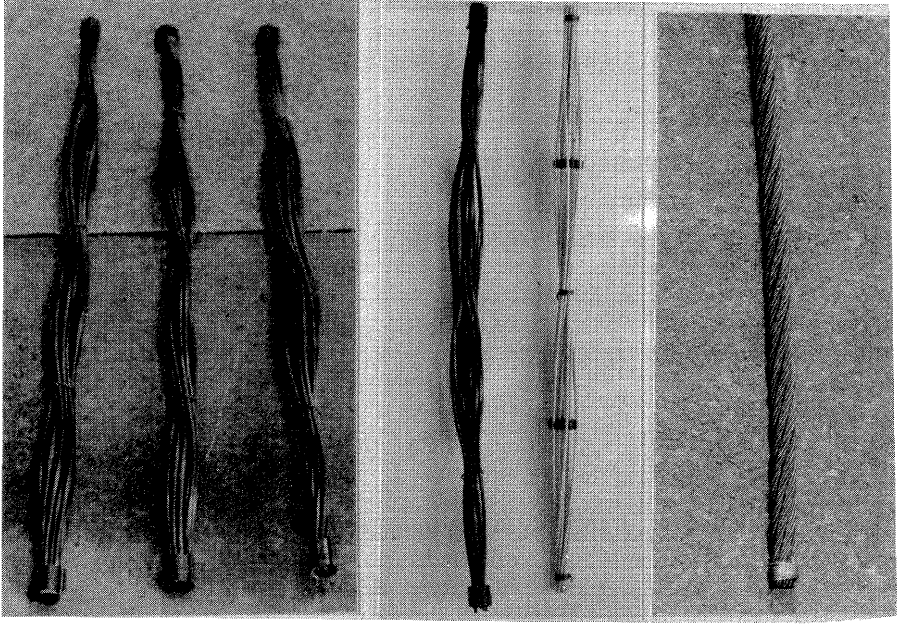
1.3. Deneylerde Kullanılan Donanım

Laboratuvar şartlarında gerçekleştirilen deneylerde 1000 kN kapasiteli Avery marka pres kullanılmıştır (Şekil 4). Deneylerde Ayrık Tüp Yöntemi (split-tube) kullanılmıştır. Yöntem bazı dezavantajları olmasına karşın başta Avustralya olmak üzere birçok ülkede yaygın olarak uygulanmaktadır. Deneyde, her biri 450 mm uzunluğunda ve iki tüpün birleştirilip içine bağlayıcı madde ile kablonun yerleştirildiği sistem özel adaptörler yardımı ile prese yerleştirilmektedir (Şekil 4). Tüplerin iç çapı uygulanacak delik çapına bağlı olarak tek kablolu sistemde 43 mm ve iki kablolu sistemde ise 52 mm olarak seçilmiştir. Çimento dolgu ile çelik tüp arasında yeterli sürtünmeyi sağlamak amacıyla tüp içine 1-2 mm derinliğinde tüp boyunca dış açılmıştır.

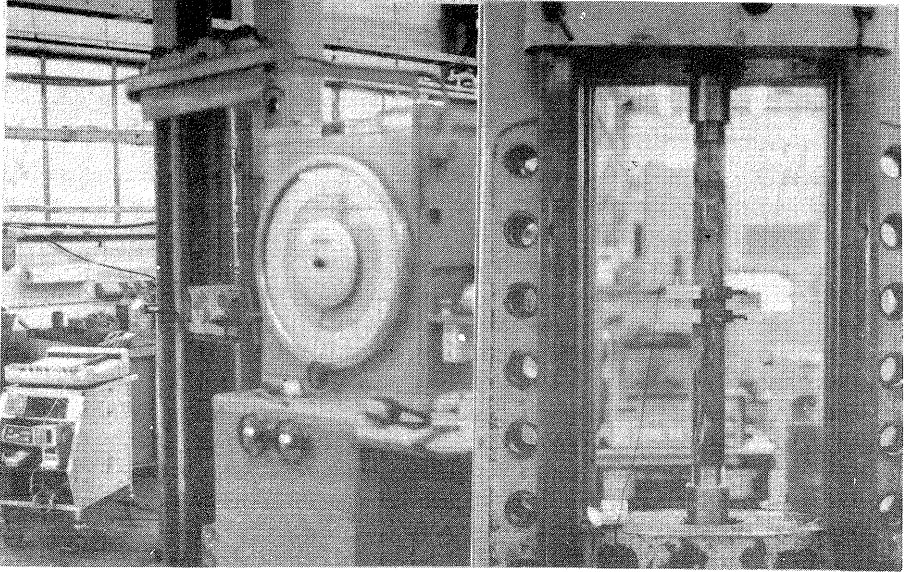
Yükleme öncesinde, tüplerin orta birleşme noktasına 0-12 mm’lik ölçüm aralığına sahip elektronik bir yer değiştirme ölçer (displacement transducer) yerleştirilmiş ve buradan yüklenme sırasında oluşan yük-yer değiştirme miktarları x-y çizere gönderilmiştir. Mikro katlıklar buradan elde edilen bilgilerle hesaplanırken, Avery presin bünyesindeki yer değiştirme ölçer vasıtası ile elde edilen bilgiler ile Makro katlıklar hesaplanmıştır. Kablolu kaya saptama sistemlerinin yenilmesi yaklaşık 45-60 saniye içerisinde olacak şekilde yüklenme yapılmıştır. Deneylerde 1,3,7,14 ve 28 günlük katılaşma kür sürelerine bırakılan çeşitli kaya saptamaları kullanılmıştır.

2. DENEY SONUÇLARI

Kablolu kaya saptamalarının dayanım kapasitelerinin belirlenebilmesi amacıyla çelik ve fiberglastan imal edilmiş çok sayıda kablo üzerinde doğrudan çekme deneyleri yapılmıştır. Çizelge 1’de iki farklı tipteki fiberglas kablo üzerinde yapılan çekme deneyi



Şekil 3. Çekme deneylerinde kullanılan kablolu kaya saplamalarına örnekler



Şekil 4. Doğrudan çekme deneylerinde kullanılan yükleme sistemi ve deney örneği

sonuçları verilmiştir. Bu kablolar, Apex firmasının geliştirmekte olduğu ve Arnall firması tarafından üretilen kabloların farklı sarım sayıları ve tiplerindeki kablolardır.

Çizelge 1. Arnall-Beyaz ve APEX tip kablolu kaya saplamaları deney sonuçları.

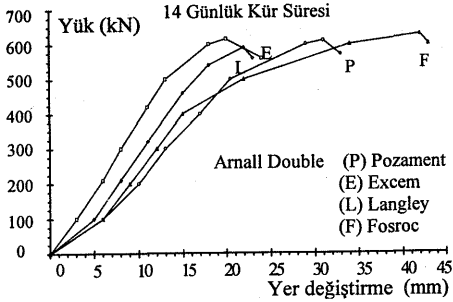
Kür Süresi (Gün)	Dene y Sayısı	En Yüksek Yük (kN)	Makro Katılık (kN/mm)	Mikro Katılık (kN/mm) A	Mikro Katılık (kN/mm) B
ARNALL BEYAZ [İÇTEN SARIMLI]					
3	2	287.5	18.3	92.3	42.8
		280.5	20.0	125	38.0
7	2	318.5	18.3	111.1	50.0
		280.0	20.0	90.9	51.3
ARNALL BEYAZ [DIŞTAN SARIMLI]					
7	2	283.3	25.0	120.0	50.0
		294.5	17.5	112.5	46.6
APEX SİYAH (10 ELEMANLI)					
3	1	194	46.6	100	30
7	1	180	40	116	33
APEX SİYAH (11 ELEMANLI)					
7	1	169	20	90	33.3
APEX SİYAH (12 ELEMANLI)					
7	1	173	20	100	35
APEX-GRİ (10 ELEMANLI) [6 DIŞ-4 İÇ]					
7	1	91	20	37.5	-
APEX-GRİ (10 ELEMANLI) [7 DIŞ-3 İÇ]					
7	1	73	30	36.3	-
APEX-GRİ (10 ELEMANLI) [5 DIŞ-5 İÇ]					
7	1	72	20	27.2	-

- Yaklaşık olarak 15 kablo elemanı üzerinde yapılan deneyler göstermiştir ki, beklenildiği gibi fiberglas kablolar çelik kabloları nazaran daha düşük çekme dayanımına sahiptirler.
- Üç günlük katılma kür süresinden sonra bu kabloların yük taşıma kapasitelerinin ve katılık değerlerinin fazlaca değişmediği gözlenmiştir. Bu üç günlük katılma süresi tahkimattan beklenen performans açısından (erken yük taşıma kabiliyeti) tatminkar bulunmuştur.
- Fiberglas kabloların dış yüzeylerinin pürüzlülüğü ve çimento malzemesine yapışma (adhezyon) kabiliyeti kablonun dayanımı üzerinde oldukça etkilidir. Deney sonuçlarına göre, Arnall firması tarafından üretilen kablolar ve Apex kablolar arasındaki performans farklılığına etkiyen en önemli faktörler kabloların yüzey yapıları arasındaki değişikliklerdir.

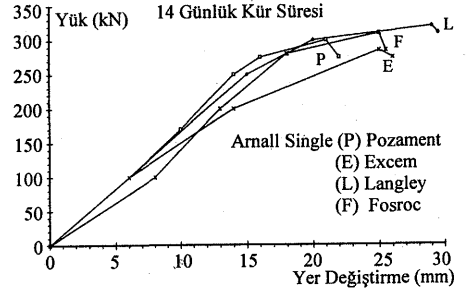
Çelik kabloları uygulanan çekme deneylerinin sonuçlarının ortalamaları Çizelge 2 ve Şekil 5 a, b, c, d’de verilmektedir. Bu sonuçlara göre,

Çizelge 2. Çelik kablolu kaya saplamaları çekme deneyi sonuçları.

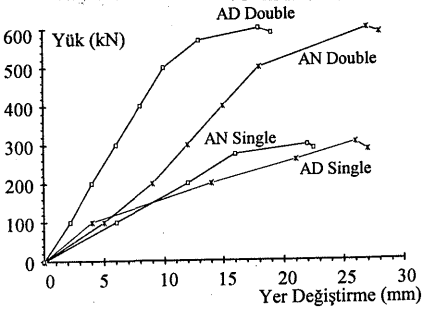
KABLO TİPİ	ÇİMENTO TİPİ	MAKRO KATILIK (kN/mm)	MİKRO KATILIK (A) (kN/mm)	MİKRO KATILIK (B) (kN/mm)	EN YÜKSEK YÜK (kN)
AN Single	Fosroc (Tech.)	18.07	173.37	47.97	308.75
AN Single	Excem VS	17.50	-	-	299.40
AN Single	Langley (U)	17.22	120.10	29.45	302.25
AN Single	Pozament CBG	17.47	91.70	35.85	298.50
AD Single	Pozament CBG	12.57	65.80	21.30	304.10
AD Double	Pozament CBG	47.80	375.0	126.10	621.60
AN Double	Pozament CBG	30.09	426.0	103.0	611.30
AN Double	Excem VS	40.20	566.9	111.7	623.40
AN Double	Fosroc (Tech.)	29.75	227.65	97.15	617.25
AN Double	Langley (U&F)	36.18	403.76	125.25	617.16
Rope type	Pozament CBG	16.32	528.8	100.3	551.25



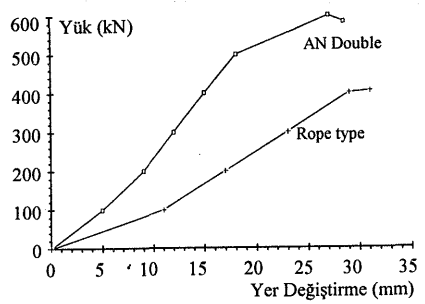
(a)



(b)



(c)



(d)

Şekil 5. Çeşitli çelik kablolu kaya saplamaları üzerinde yapılan deney sonuçları.

3. KABLOLU KAYA SAPLAMALARI İÇİN ÖNERİLEN YENİ ÖLÇÜM YÖNTEMLERİ

Kablolu kaya saplamalarının dayanım özelliklerinin, çalışma performanslarının belirlenmesine ve yeni tiplerinin geliştirilmesine ilişkin araştırmalar başta Avustralya, A.B.D, Kanada ve İngiltere gibi ülkelerde yaygın olarak sürdürülmektedir. Bu araştırmalar sonucu farklı tiplerde kablolu kaya saplamaları tasarlanmış ve bunların dayanım özelliklerinin belirlenmesine yönelik değişik test metodları geliştirilmiştir (Nguyen vd., 1986, Stillborg, 1990, Goris, 1990, Bawden vd., 1992). Bütün bunlara karşın, Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği (ISRM) tarafından henüz standart bir deney prosedürü önerilmemiştir.

Laboratuvar araştırmalarında farklı teknikler kullanılmaktadır. Bunların en yaygın olanı bu araştırmada da kullanılan ayrık tüp (split pipe) yöntemidir. Bu yöntem Avustralya'da yıllardır uygulanmakta olup bunun bir benzeri de Amerika'da USBM araştırmacıları tarafından kullanılmıştır (Goris, 1990). Yöntem yaygın olarak kullanılmasına karşın birçok olumsuz yönü bulunmaktadır. Bunlar,

- ◆ Kablolar kaya kütlesi yerine iç yüzeylerine dış açılmış çelik tüpler içerisine çimentolanmaktadır. Çelik tüpler kaya kütlesinden daha katı olduklarından çimento ve kabloya sağlayacağı sınırlama etkisi (confinement) kaya kütlesine nazaran çok daha yüksektir. Çelik boru içerisinde açılmış iç vidalı dişler sayesinde çimento-çelik boru arasındaki kesme direnci daha yüksek fakat kaya içerisindeki delik yüzeyi pürüzlülüğü daha az ve dolayısı ile kaya çimento arasındaki kesme direnci daha düşüktür. Bu yöndeki araştırmalar göstermiştir ki, kablolu kaya saplama sistemlerinin yük deformasyon karakteristikleri değişen sınırlama şartlarından, yani tüp olarak çelik, alüminyum, pvc vb. maddeler kullanılmasıyla olumlu veya olumsuz olarak etkilenmektedir (Hyett vd., 1992).
- ◆ Konvansiyonel çelik kabloların deneyleri sırasında karşılaşılan diğer bir sorun da kablunun vida benzeri dönme eğilimi göstermesidir. Tüp içerisindeki halatın sarımlarının yol açtığı dönme momenti sonucu çimentolu ortamdan sıyrılma, ayrık tüp metoduna özgü bir handikaptır. Yeraltında bu tür bir olayın gelişmesi imkansızdır. Bu sorunu gidermek amacıyla kablo uçlarına çelik somunlar yerleştirip sonradan boru içine çimentolama türünden çözümler üretilmiştir. Fakat yapılan bu tür değişimler kablunun dayanım karakteristiklerini de etkileyebilmektedir.

Yukarıda özetlenen bu güçlükleri yenmek ve arazi şartlarını daha iyi temsil edebilmek amacıyla yeni bir deney yöntemi geliştirilmiştir. Önerilen deney yöntemi arazi ve laboratuvar şartlarında gerçekleştirilebilmektedir. Deney için gerekli donanım aşağıda verilmektedir.

1. Prizmatik kaya bloğu: Kaya bloğunun çatlamaması (yenilmemesi) için boyutları yeterince büyük seçilmelidir. Yapılan ön deneylerin birkaç tanesinde kablodan önce kaya bloğunun yenildiği gözlenmiş ve bu blokların boyutlarının diğerlerine nazaran küçük olduğu belirlenmiştir. Ayrıca her bloğa mümkünse sadece bir delik delinmelidir.
2. Çelik tüp : 450 mm uzunluğunda, iç yüzeylerine dış çekilmiş (yaklaşık 2-3 mm derinliğinde) ve 8-10 mm et kalınlığına sahip olacak şekilde. Çelik borunun iç çapı

kablonun uygulanacağı delik çapına bağlı olarak (genellikle 52-55 mm) değişmektedir. Çelik tüpün dış yüzeyinde 15 cm'lik bir uzunlukta dış açılmalıdır. Bu dişe uygun kalınlıkta bir adaptör somun da gereklidir (Şekil 7).

3. İki adet çelik plaka: En az 25 mm kalınlığında kare kesitli 50 mm kenar uzunluğunda.
4. Hidrolik kriko: Bu krikonun kapasitesi kullanılacak kablonun çekme dayanımına bağlıdır. Kriko özel amaçlı bir kriko olup ortasından çelik tüp boydan boya geçebilmelidir (Şekil 7).

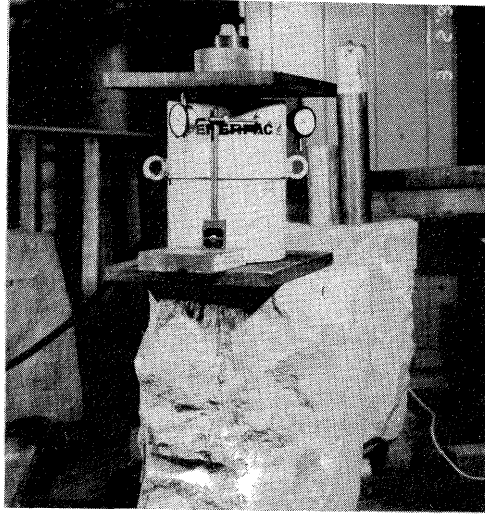
Deney aşamaları aşağıda özetlenmektedir:

- ◆ Kaya bloğunda uygun çapta ve yeterli uzunlukta (~ 450 mm) açılmış deliğe çimento-su karışımı tatbik edilir. Kablo bu deliğe yerleştirilir.
- ◆ Çelik tüp kablonun kalan yarısını içine alacak şekilde deliğe yerleştirilir. Daha yüksek dayanımlı çimento karışımı oluşturularak çelik tüp içerisine doldurulur. Yenilmenin çelik tüp içerisindeki kabloda veya çelik tüpten kablonun sıyrılması şeklinde oluşması istenmediği için mümkün olduğu kadar kablonun çelik tüp tarafı daha sağlam tutulur.
- ◆ Yükleme plakasının ilki, hidrolik kriko ve daha sonra yükleme plakasının ikincisi yerleştirilir. Yükleme somunu ile sistem sıkılır.
- ◆ Yükleme anında yerdeğiştirmeleri okuyabilmek için komparatör'ler (dial-gauge) yerleştirilir ve sistem bir hidrolik yağ pompası yardımı ile yüklenir. Yük ve yerdeğiştirme miktarları belirli aralıklar ile yenilme anına kadar kayıt edilebilir.

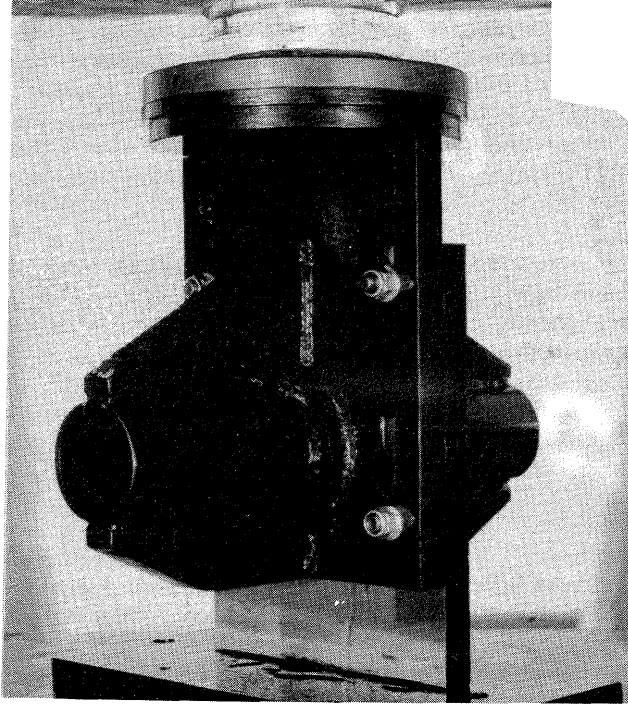
Yukarıda önerilen deney yönteminin ayrıntılı tüp yöntemine üstünlükleri şunlardır:

1. Ayrıntılı tüp yönteminin aksine doğal olarak karşılaşılabilecek bütün yenilme olasılıklarını belirleyebilme özelliği vardır.
2. Yeraltında, galeri tavan ve yan duvarlarındaki deliğin kaya içerisinde maruz kaldığı delik eksenine dik yönlü sınırlama kuvvetleri de laboratuvar şartlarında uygun bir pres altında sağlanabilir. Aynı anda hem çekme testi uygulanarak hem de kayaya pres altında belli bir oranda sınırlama yükü uygulanabilir. Böylece sistemin yeraltı şartlarına daha yakın ortamlarda davranışı incelenebilir.

Yeraltında kullanılan saplama türü tahkimat elemanları çeşitli yükleme şartlarına maruz kalır. Yükleme şekilleri bazen saf çekmeye, saf kesmeye karşı veya bunların kombinasyonu şeklinde oluşabilir. Çekme ve kesme yüklerinin kombinasyonuna maruz kalan saplama türü tahkimat elemanının laboratuvar şartlarında davranışını modellemek oldukça güç olacağından bu elemanlar tasarımılandırılırken saf çekme ve saf kesmeye karşı dayanımlarının belirlenmesi tasarım açısından yeterli olacaktır. Bu amaçla, ilk olarak Avustralya'da imal edilen ve daha sonra üzerinde bazı değişiklikler yapılarak yazarlar tarafından geliştirilen giyotin benzeri bir alet kablolu kaya saplamalarının kesme dayanımlarının belirlenmesi için önerilmektedir (Şekil 8). Ayrıntılı tüp metodunda kullanılan tüplerin kullanıldığı kesme deney seti yardımı ile kablolu kaya saplamalarının en yüksek kesme dayanımı ile kesme yükü-deformasyonu ile ilgili özellikleri belirlenebilmektedir.



Şekil 6. Deneye hazırlanmış dolaylı çekme deney düzeneği



Şekil 7. Kabloların kesme dayanımlarının belirlenmesi için önerilen kesme aparatı

4. SONUÇLAR

Çeşitli türlerdeki kablolu kaya saplamaları üzerinde yapılan çekme deneyi sonuçlarına göre tek kablolu çelik saplamaların yük taşıma kapasiteleri yaklaşık olarak 300 kN ve çift kablolu çelik saplamaların ise 600 kN olarak bulunmuştur. Arnall-beyaz fiberglas kablolu kaya saplamaları yük taşıma kapasitesi açısından tek kablolu çelik saplamalar ile hemen hemen aynı performansa sahiptirler. Bu tip saplamalar çelik olanlara oranla daha hafif ve kesici yükleyiciler tarafında rahatlıkla kesilebilmektedir. Bu nedenle fiberglas elemanlar kömür toplukları veya geçici olarak kömür arınlarının tahkimatında güvenle kullanılabilirler. Ayrıca korozyona karşı dirençli oldukları da gözönünde tutulmalıdır. Fiberglas elemanların çelik tiplere karşı zayıf tarafı kesmeye karşı dayanımlarının daha az oluşudur.

Kablolu kaya saplamaları diğer klasik rijit kaya saplamaları ile karşılaştırıldığında bu tip tahkimat elemanlarının çok daha esnek ve yük taşıma kapasitesilerinin de daha fazla olduğu görülmektedir. Uygulama uzunluklarıda(1-20 m arası) diğer bir avantajıdır. Bu tip tahkimat elemanları yalnız olarak veya klasik kaya saplamaları ile birlikte kavşakların, kömür topluklarının ve galerilerin tahkimatında güvenle kullanılabilirler.

Kablolu kaya saplamalarının kesme ve çekme dayanımlarının belirlenebilmesi amacıyla yazarlar tarafından önerilen deney düzeneklerinin ayrıntı tip metoduna oranla daha gerçekçi sonuçlar verebileceği düşünüldüğünden bundan sonraki araştırmalar için önerilmektedir.

4. YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Bawden, W.F. et. al., 1987, An Experimental Procedure for the In-Situ Testing of Cable Bolts, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abst., Vol.29, No.5, pp. 525-533.
- Goris, M.J., 1990, Laboratory Evaluation of Cable Bolt Supports, U.S.B.M. Report of Investigations, RI 9342, 14 p.
- Hyett, A.J. et. al., 1992, The Effect of Rock Mass Confinement on the Strength of Fully Grouted Cable Bolts, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abst., Vol.29, No.5, pp. 503-524.
- Jeremic, M.L. and Delaire, G.J.P., 1983, Failure Mechanics of Cable Bolt Systems, CIM Rock Mechanics, Vol.76, No. 856, pp 66-71.
- Nguyen, V.U. et. al., 1986, An Experimental Investigation on Cable Reinforcement, Ground Control Related to Coal Mining Symposium, The Aus. IMM Illavarra Branch, pp 93-101.
- Schmuck, C.H., 1979, Cable Bolting at Homestake Gold Mine, Mining Engineering, pp 1677-1681.
- Stillborg, B., 1990, Rockbolt and Cable Bolt Tensile Testing Across a Joint, Report, Mining and Geotechnical Consultants, 19 p.
- Ünlü, T., 1994, Stability and Reinforcement of Pillar Working with Particular Reference to Deep Coal Mining, Ph.D. Thesis, University of Nottingham, March, 302 p.
- Yazıcı, S. and Kaiser, P.K., 1992, Bond Strength of Grouted Cable Bolts, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abst., Vol.29, No.3, pp. 279-292.

İSTANBUL METROSU ZİNCİRLİKUYU TÜNELLERİ ÜZERİNE BİR DEĞERLENDİRME

An Evaluation on Zincirlikuyu Tunnels of the Istanbul Metro Project

M. D. KÖKSAL

Jeoloji Yük. Müh. TEKFEN-GAMA-NUROL-KİSKA

İ. ATIK

Maden Müh. TEKFEN-GAMA-NUROL-KİSKA

S. ŞİMŞEK

Maden Müh. ÖZGÜN İNŞAAT

ÖZET

İstanbul Metrosu 1. Aşama İnşaatı 4. Levent - Şişli güzergahı üzerinde yer alan Zincirlikuyu Tünelleri'nden bir tanesi (Hat 1 Taksim : 501 m.), kazı ve destekleme sonrası çeşitli açılardan incelenip birbirini etkileyen parametreler ve etkileme dereceleri araştırılmıştır.

Üstyarı kazı ve desteklemesi 15 ayda tamamlanan söz konusu tünelde, mühendislik özellikleri birbirinden farklı kaya ortamlarında çalışılmıştır. Bu farklılık doğal olarak iş kalemlerine de yansımış ve kazı - destekleme işlerinde yeni duruma uyma zorunluluğu doğmuştur.

Bu çalışmada, proje uygulama aşamasında ortam ve tünel özelliklerinin birbirlerini ne ölçüde etkilediği, grafiklerle gösterilmektedir.

ABSTRACT

In this paper, one of the two tunnels, Line 1 to Taksim (501 m. long), at Zincirlikuyu region of the Istanbul Metro Project taking place on Phase 1 - Section 1 of the Work (Route 4 Levent to Şişli) is studied from various aspects, and parameters and the degree of interference are analysed.

The top-heading excavation and the support works (except the final concrete lining) have been completed in 15 months. During this period, various rock formations having different engineering features have been encountered. Naturally, these differences have affected the process and procedure of the work, and in turn, necessitated the adaptation to the new environment.

In this study, parameters affecting each other during the construction of the above mentioned tunnel are illustrated by graphics

1.0 AMAÇ

Aşağıdaki amaçlara ulaşmak için Zincirlikuyu - Gayrettepe arası Hat 1 Taksim Tüneli, kazı - destekleme aşaması sonrası geriye dönük incelenmiştir.

1.1 Tünel ve ortam elemanlarını sınıflandırmak, her yeri aynı özelliği gösteren bölgelere ayırmak.

1.2 Ön kabullerin doğru olduğu olduğu alanları grafik yöntemle kanıtlamak.

1.3 Ön kabullerin doğru olmadığı (çeşitli nedenlerle saptığı) alanlarda aynı yöntemle iz sürerek sapmayı oluşturan neden(ler)i yakalamak.

1.4 1.2 ve 1.3 ile beraber ortaya çıkan son durumu derleyerek tünel ve ortam elemanlarının birbirlerini etkileme durumlarını ortaya koymak.

1.5 Uygulama sırasında gözden kaçmış olması muhtemel "ayrıntı" konuları farklı bir ölçekten görmek ve değerlendirmek.

2.0 KAPSAM

İstanbul Metrosu 1. Aşama İnşaatı Zincirlikuyu Hat 1 Taksim Tünelini inceleyen bu çalışma, doğrudan gözlem, saptama ve yerinde ölçümlere dayanan verilerle oluşturulmuştur. Söz konusu hatta tünel ilerlemeleri üstyarı ve altıyarı olarak iki ayrı zaman ve biçimde yapılmasına karşın, bu çalışmada yalnızca üstyarı verileri üzerinde durulmuştur. Ayrıca kazı ve tarama (ince kazı) amacıyla kullanılan hidrolik darbeli kırıcıların dışındaki düzen ve yöntemle (örneğin: *patlatma*) yapılan ilerlemelere ait veriler ve bilgiler bu

yazının dışında tutulmuştur. Zaman ve miktar ölçümlerine esas teşkil eden iş çevrimi şu şekildedir:

- Paletli kazı makinesine yerleştirilmiş hidrolik darbeli kırıcı ile ana kazının yapılması
- Paletli yükleyici ve normal damperli kamyonla pasanın alınması
- Lastik tekerlekli kazı makinesine yerleştirilmiş hidrolik darbeli kırıcı ile taramanın yapılması
- Hasır çelik ve iksanın yerleştirilmesi, topografik kontrol yapılması, bağlantı çubuklarının kaynağının yapılması
- Şaft içine yerleştirilmiş beton mikserinden traktör ve kamyonla taşınan püskürtme betonun kullanılması
- Kalıntı pasanın ve püskürtme beton döküntüsünün paletli yükleyici ve kamyonla alınması
- Ortalama 3 iksada bir elektrikli jumbo ile delgi yapıp kaya bulunu çıkılması
- Gerektiğinde kazı öncesi delgi yapıp sürgü çubuğu çıkılması.

Bu çalışmanın, sayısal değerlerden çok, eğilim ve neden - sonuç açısından yön bulmak amacıyla kullanılması önerilir.

3.0. PROJE KARAKTERİSTİKLERİ

3.1 Güzergah

4.Levent - Şişli arasındaki güzergah, herbiri yaklaşık 3900 metrelik iki adet tünelden oluşmaktadır. Gayrettepe, Levent ve 4.Levent, bu güzergah üzerindeki durak noktalarıdır.Bölge yoğun yerleşime sahiptir ve yüzeydeki yapılaşmanın 50 % den fazlası son 25 yılda oluşmuştur. Ortalama örtü kalınlığı 22 metredir.

3.2 Tüneller

3.2.1 Genel

1. Aşama İnşaatında, kazı kesitleri 22 ile 100 metrekare arasında değişen 6 tünel tipi vardır. Bu kazı kesitlerinden *A tipi* olarak adlandırılanı, en büyük paya sahiptir. İnşaatta, Yeni AvusturyaTünel Açma Yöntemi ilkelerine bağlı kalınması öngörülmüştür.

3.2.2 Yaklaşımlar

4.Levent - Şişli arasında, Mecidiyeköy ve Zincirlikuyu'da birer adet 30 metre derinlikte ve yaklaşık 10 metre çaplı (Zincirlikuyu 9 x 12 ovaloid) shaft ve Gayrettepe'de yaklaşık 175 metre uzunluğunda bir yaklaşım tüneli tamamlanmış, ana hat tünel kazılarına bu noktalardan girilmiştir. Bu çalışmada incelenen Hat 1 Taksim tüneline Zincirlikuyu Şaftından giriş yapılmıştır.

3.3 İstasyonlar

4.Levent - Şişli arasındaki istasyonlar, yaklaşık 30 metre derinlikteki kazılar içinde inşa edilmekte olup, boyları 230 metre civarındadır. İstasyonlar, Perde duvar ve öngermeli ankrajlar ile desteklenmektedirler.

4.0 ÇALIŞMANIN AÇIKLANMASI

4.1 Tünel ve ortam sözcüklerinin bu çalışmadaki anlamı

Tünel sözcüğü, genellikle uygulama aşaması ve sonrasında *dağı* uyandırmayan ve onu çevreleyen ortamın bir parçası olarak kalan yeraltı

boşluğu olarak tanımlanmakla birlikte, bu çalışmada *tünel* adı altında yalnızca kazı ve destekleme elemanları kastedilmektedir. *Ortam* sözcüğü ile ise tünelin açıldığı ve etkilenmesi beklenen bölgenin yüzeye doğru (örtü kalınlığı) olan kısmı tanımlanmaktadır.

4.2 Verilerin düzenlenmesi

Her yerleştirilen iksa için 100'den fazla veri üzerinde çalışılmış, bu araştırmada 60 tanesi sunulmuştur. Düzenli bir biçimde benzer olan verileri biraraya getirme gereği duyulmuştur. Tüm veriler önce ikiye ayrılmıştır:

- A. Girdi = Etki = Neden = Sabit = Ortam (Şekil: 1-27)
B. Çıktı = Tepki = Sonuç = Değişken = Tünel (Şekil: 28- 61)

Bu çalışma kapsamında A grubu 4 başlık:

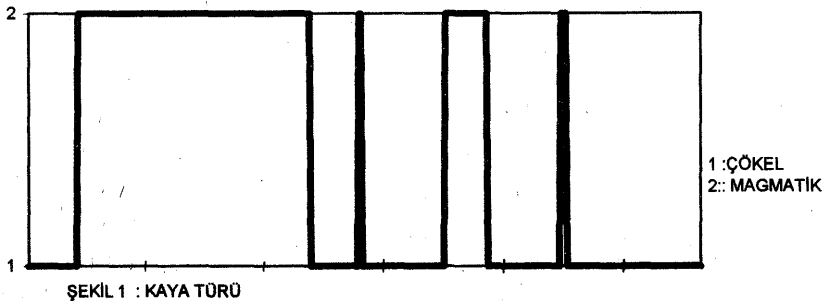
I. Tür (§.1-4), II. Konum, III. Büyüklük (§. 5-12), IV. Davranış, (§. 13-27),

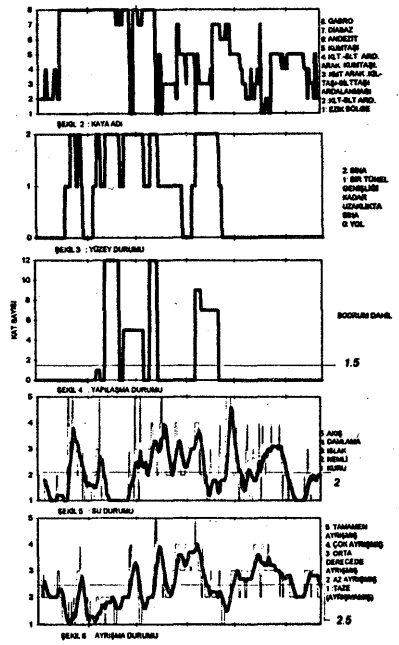
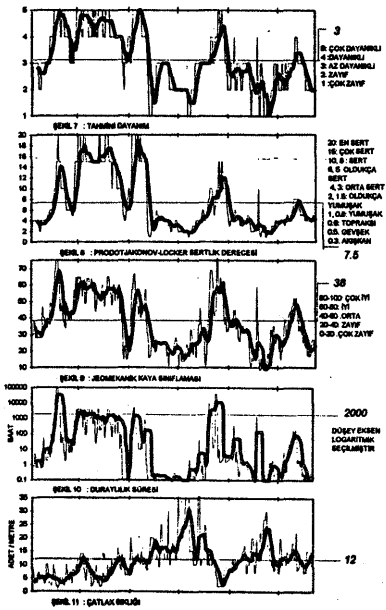
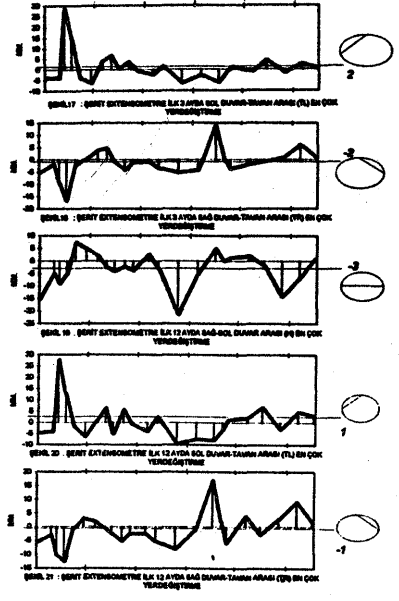
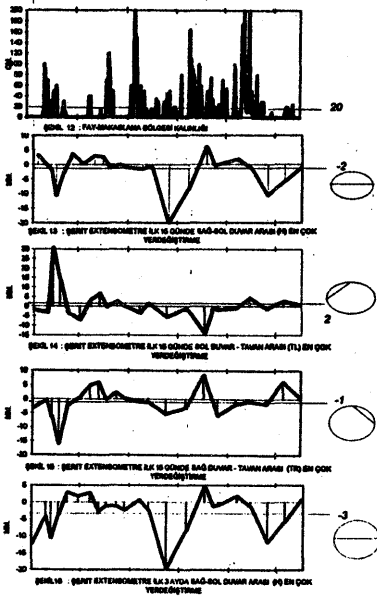
B grubu 3 başlık:

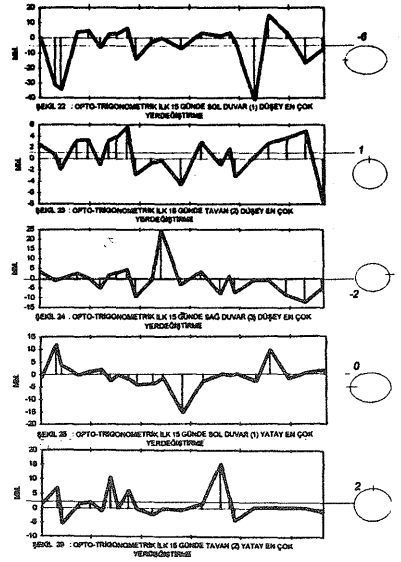
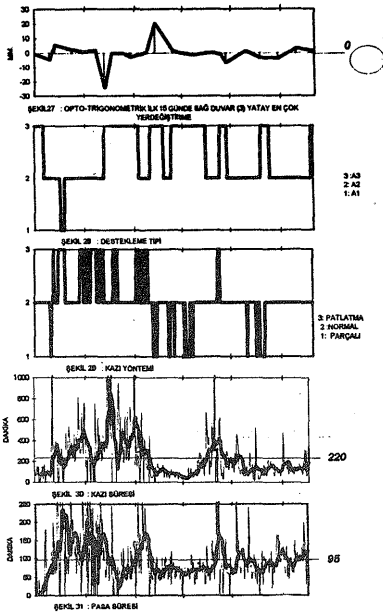
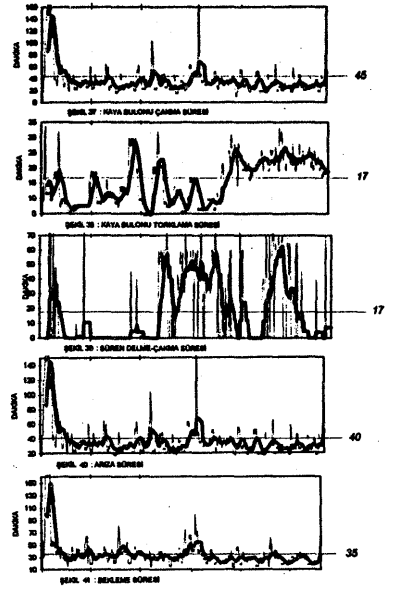
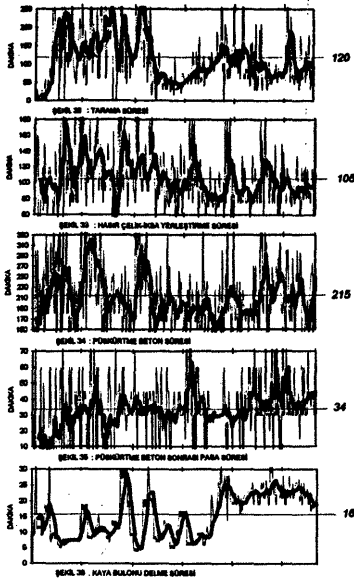
V. Tür (§. 28-29), VI. Süre (§. 30-50), VII. Miktar (§. 51-61) altında incelenmiştir. Her başlığın altında tek tek veri kalemleri bulunmaktadır. Etkileşim, A ve B (grup, başlık ve herbir veri elemanı olarak) arasında olduğu gibi, A ve B nin kendi içlerinde de ayrıca gerçekleşmektedir. Bu hacimde bir hareket, oldukça yüksek bir etkileşim olasılığı yaratmaktadır. Bu yüksek ancak yoğunluğu değişken trafik ile ilgili bazı *ön kabuller* yaparak, araştırma öncesi fikirlerin doğruluk derecesi ve varsa doğruluktan sapma nedenleri incelenmektedir.

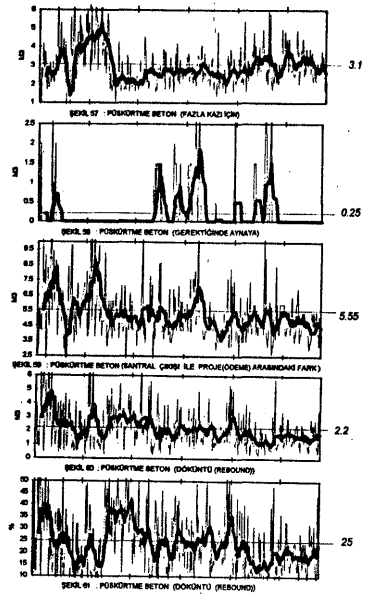
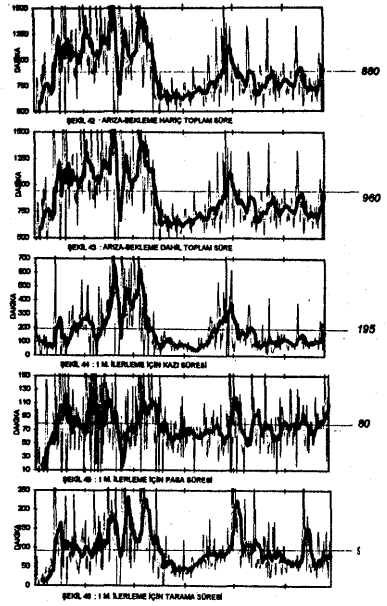
5.0 VERİLERİN SUNULMASI

Tüm grafiklerin yatay eksenleri 500 metreyi gösterir. Tünel inşaatı, grafiklere göre soldan sağa doğru yapılmıştır. Yatay eksenin sol ucu km. 15+420, sağ ucu km. 14+920 olarak kullanılmıştır. 25, 26 ve 27 nolu şekillerde + işareti ayna karşımıza alındığında sağa (km. artışına göre sola) doğru hareketi gösterir. 12 nolu şekilde, aynada bir defada saptanan fay-makaslama bölgelerinin (birden fazla ise) hepsinin gerçek kalınlığı toplanarak yazılmıştır. Gerçekleştirilen 413 adet döngünün her bir parametre için tek tek verileri (ince çizgiler), zaman zaman düşey eksen sınırlarının dışına bilinçli olarak taşınmış, böylece her 10 döngüde bir alınan ortalamaların (kalın çizgiler), veriler arası etkileşimi en iyi gösterecek biçimde deforme edilebilmeleri sağlanmıştır. Bazı grafiklerde yatay eksene koşut ince çizgi ve sağ düşey eksen yanındaki italik değerler, 413 döngünün- grafik üzerinden alınmış ve sol düşey eksenden okunarak yazılmış ortalamalardır. Bu ortalamaların duyarlılık dereceleri yaklaşık % 5 tir. 4.2 maddesinde belirtilen sıraya göre veriler şunlardır:









6.0 SONUÇLAR

1. Su durumu ve ayrışma derecesi arasında (Şekil 5 x 6) , magmatik kayaların olduğu bölgeler dışında tam bir uyum vardır. Ayrıca su durumu, yeraltındakilerden olduğu kadar, yerüstündeki değişim bölgelerinden de (Şekil 5 x 1 x 2 x 3 x 4 x 11 x 12) etkilenmektedir. Ayrışmanın çok olduğu ortamlarda su gelinde artma eğilimi gözlenmiştir.
2. Tahmini dayanım ile ayrışma derecesi arasında (Şekil 7 x 6) tama yakın bir uyum vardır. Ayrışma arttıkça tahmini dayanım düşmektedir. Su durumu da dayanımı yaklaşık %80 ters yönde etkilemektedir (Şekil 7 x 5).
3. Sertlik derecesi ile tahmini dayanım arasında (Şekil 8 x 7) tam bir uyum vardır. Tahmini dayanım arttıkça Prodotjakonov-Locker sertlik faktörü artar. Bu değer, ayrışma ve su durumuyla (Şekil 8 x 6 x 5) ters orantılıdır.
4. Jeomekanik kaya sınıflaması sonuçları, sertlik faktörü ve tahmini dayanımla (Şekil 9 x 8 x 7) tam bir uyum içinde ve doğru orantılı, ayrışma ve su durumuyla (Şekil 9 x 6 x 5) tama yakın ters orantılıdır.
5. Duraylılık süresi (yeraltı açıklığının desteksiz kalabilme süresi), Jeomekanik kaya sınıflaması sonuçları, sertlik faktörü ve tahmini dayanım değerleriyle (Şekil 10 x 9 x 8 x 7) tam bir doğru ilişki içindedir. Su ve ayrışma durumu, duraylılık süresini (Şekil 10 x 5 x 6) büyük ölçüde ters olarak etkilemektedir.
6. Çatlak sıklığı ile duraylılık süresi arasında (Şekil 11 x 10) yaklaşık %70 lik bir ters orantı görülmektedir. Aynı şekilde çatlak sıklığı ile sertlik faktörü, jeomekanik sınıflama ve tahmini dayanım arasında da (Şekil 11 x 8 x 9 x 7) benzer yüzdede olumsuz etkilenme vardır. Su durumu ve ayrışma derecesi ile çatlak sıklığı arasında yine (Şekil 11 x 5 x 6) %70 civarında doğru ilişki saptanabilmektedir.
7. Fay ve makaslama bölgeleri, magmatikler içinde ince ancak az da olsa su taşıyan özelliktedirler. Tünelin 200-350. metreleri arasında ise kalınlıkları birkaç metre olabilen bu çok zayıf kesimler, ana kayayı olumsuz etkilemiş ve sertlik derecesi, tahmini dayanım ve kaya sınıfı ile duraylılık süresini belirgin biçimde düşürmüştür (Şekil 12 x 1 x 2 x 5 x 11 x 8 x 7 x 9).
8. Şerit extensometre ve optik yöntemlerle alınan, deformasyon kesiti yerleştirildikten sonraki ilk 15 gün, ilk 3 ay ve 1 yıllık değerler incelenmiştir. H ölçümlerine göre harekette bu süre zarfında belirgin bir değişiklik yoktur. Saptanan ortalama değerler H için sırasıyla -2, -3 ve -3 mm. dir (Şekil 13 x 16 x 19) . TL değerleri de değişmemiştir (ort. 2, 2, 1 mm.) (Şekil 14 x 17 x 20). TR de ise sırasıyla ortalama -1, -2, 1 mm. alınmıştır (Şekil 15 x 18 x 21). 200-350. metreler arası özellikle sol duvarın hareketi önemlidir. Gabro girişindeki oynamalar da muhtemelen makaslama bölgesinin ve bu dokanağın sonucudur (Şekil 13-27 x 1 x 2 x 12)). Yaklaşık 200 m. boyunca kesilen bu kaya, giriş ve çıkışlarda bir miktar sorun yaratmıştır. Tünelin ikinci yarısındaki diabaz ve andezitlerin çevresinde de hareket saptanmıştır (Şekil 13-27 x 1 x 2). Bunlar muhtemelen onlarca metre atımlı doğrultu fayları ile dokanaklıdır. 200 ve 300. metreler arasında ayrışma, su, fay-makaslama, çatlak sıklığı, sertlik derecesi, dayanım ve düşük kaya sınıfının izleri görülmektedir (Şekil 13-27 x 6 x 5 x 12 x 11 x 8 x 7 x 9) . Sol duvar, tavan ve sağ duvarın düşey hareketleri sırasıyla ortalama -6, 1, -2 mm. (Şekil 22 x 23 x 24), yatay hareketleri ortalama 0, 2, 0 mm. olarak saptanmıştır (Şekil 25 x 26 x 27). Bu

mutlak ve yukarıda verilen göreceli yerdeğiştirme değerleri, 500 metrelik tünelin ortalamalarıdır.

9. Destekleme tipi olarak, en dayanıklı ve yüksek kalitedeki kaya ortamında bile yüzeydeki yapılaşma ve düşük örtü nedeniyle gerektiğinde daha güvenlisi seçilmiştir (Şekil 28 x 9 x 3 x 4). Gabroda A1 (iksasız) kısa bir geçiş yapılmış, makaslama bölgelerinde genellikle A3 ile ilerlenmiştir (Şekil 28 x 2 x 12).

10. Tünelin yaklaşık ilk 200 metresinde ve 350. metredeki kısa magmatik geçişlerinde kontrollü patlatma ile ilerleme yapılmış, fay ve makaslama bölgelerinde parçalı kazı uygulanmıştır. Bunun dışındaki olağan sayılabilecek kaya ortamı, normal kazılmıştır (Şekil 29 x 1 x 2 x 12 x 9).

11. Gabro ve diabaz-andezit geçişleri, kazı süresini son derece olumsuz etkilemiş (Şekil 30 x 1 x 2) , tüm tünel için ortalama değer olarak bulunan 220 dakikalık süre, bu bölgelerde ortalama 850 dakikaya kadar yükselmiştir. Gabro içindeki ve 250. metre civarındaki tamamen ayrılmış bölgelerde kazı süresi son derece düşmüştür (Şekil 30 x 6) (ort. 30 dk.). 1 m. ilerleme için ortalama kazı süresi 195 dakika olarak bulunmuştur (Şekil 30 x 51).

12. Pasa ile kazı süresi arasında (Şekil 31 x 30) yaklaşık %85 lik bir uyum gözükmemektedir. Patlatma sırasında pasa süresinde (Şekil 31 x 29) bazı uyumsuzluklar görülmektedir. Ortalama pasa süresi her yerleştirilen iksa için 95 dakika, 1 metre ilerleme için 80 dakikadır (Şekil 31 x 45 x 51).

13. Tarama ve kazı süreleri arasında (Şekil 32 x 30) %80 uyum vardır. Gabro patlatmalarında kazı aktivitesi olmadığı ancak patlatma sonrası tarama yapıldığından bu %20 lik fark ortaya çıkmıştır (Şekil 32 x 2 x 29). 1 m. için bulunan veriler daha mükemmel bir uyum göstermektedirler. Ortalama tarama süresi 120 dakika, 1 m. için ise 90 dakikadır (Şekil 32 x 46 x 51).

14. Hasır çelik ve iksa yerleştirme süreleri 105 dakika, 1 m. ilerleme için ise 95 dakikadır (Şekil 33 x 47). Patlatma yapılan ve bazı çok zayıf kesimlerde montaj süresinde belirgin uzamalar görülmektedir (Şekil 33 x 29 x 9). Bunlarda parçalı kazının etkisi muhtemeldir (Şekil 33 x 29). Bu iş kalemi ile kazı, pasa ve tarama arasında (Şekil 33 x 30 x 31 x 32) herhangi bir ilişki saptanamamıştır.

15. Gabro patlatmalarının ve magmatiklerinin bir kısmında püskürtme beton süresi, kazı ve tarama süresiyle doğru orantılıdır (Şekil 34 x 30 x 32) . Fay-makaslama bölgelerinde (Şekil 34 x 12) bu süre düşer. Ortalama süre 215 dakika, 1 m. ilerleme için ise 185 dakika olarak saptanmıştır (Şekil 34 x 48). Püskürtme beton süresinin, kazı-pasa-tarama ile olan ilişkisi en çok %70 dolayında görülebilmektedir (Şekil 34 x 30 x 31 x 32).

16. Püskürtme beton sonrası pasa süresinin yukarıda sözedilen herhangi bir parametreyle (Şekil 35 x 30 x 31 x 32 x 33) ilişkisi görülmemektedir..

17. Kaya bulonu için delik delme işi, ortam özelliklerinden (Şekil 36 x 9 x 8 x 2) fazla etkilenmemiş gözükmemektedir. Bir döngüdeki bulonlar için ortalama 16 dakika delme işi yapılmıştır.

18. Kaya bulonu çakma işi ortalama 45 dakikadır. Herhangibir ortam elemanından etkilenmemiştir. Ancak çok ayrılmış kesimlerde biraz sorun çıkartmaktadırlar (Şekil 37 x 6).

19. Torklama işi her döngü için ortalama 17 dakika sürmüştür (Şekil 38).

20. Süren delme ve çakma işi her döngü için ortalama 17 dakikadır (Şekil 39).

21. Arızalar bu çalışmada sınıflandırılmamış olup, her döngüde ortalama 40 dakikalık yer tutarlar (Şekil 40).

22. Beklemelerin her döngüdeki payı ortalama 35 dakikadır. Tünelin 250. metrelerinde arıza ve bekleme bir artış saptanmıştır (Şekil 41 x 9).

23. Bir döngü için arıza ve bekleme hariç toplam süre 880 dakikadır. Kazı ve taramanın, eğrinin biçimine etki derecesi (Şekil 42 x 43 x 30 x 32) %100'e yakındır. Aynı şekilde duraylılık süresi, kaya sınıfı, sertlik derecesi, tahmini dayanım ile (Şekil 42 x 43 x 10 x 9 x 8 x 7) tam bir uyum söz konusudur. Ayrışma, su ve fay-makaslama bölgeleri de (Şekil 42 x 43 x 6 x 5 x 12) toplam süreyi %75 civarında ters ettilemektedirler. 1 m. ilerleme için arıza-bekleme hariç toplam süre 785, dahil toplam süre 925 dakika olarak bulunmuştur (Şekil 49 x 50).

24. İlerleme aralığı ile kaya kalitesi, sertlik ve duraylılık süresi arasında (Şekil 51 x 9 x 8 x 10) %60'lık bir uyum görülmektedir. Süren adedi ile %80 ters orantılıdır (Şekil 51 x 53).

25. Fazla kazı, magmatikler içinde su ve ayrışma tarafından desteklenmektedir (Şekil 54 x 1 x 2 x 5 x 6). Zayıf bölgelerde fazla kazı artışı belirgin değildir (Şekil 54 x 9 x 12). Ortalama 3.1 m³ ve %9.4 değerleri bulunmuştur. Patlatma, fazla kazıyı artırmaktadır (Şekil 54 x 29). Gabronun bazı kesimlerinde ortalama değer iki katına çıktığı saptanmıştır (Şekil 54 x 1 x 2).

26. Patlatma yapıldığında püskürtme beton ihtiyacı, ilerleme aralığı artması nedeniyle artmaktadır (Şekil 55 x 29 x 51). Ortalama santralden çıkan miktar 8.95 m³ tür.

27. Fay ve makaslama bölgelerinde aynaya 2 m³ e varan püskürtme beton kullanılmış, tüm tünele indirgenen ortalaması 0.25 m³ olarak bulunmuştur (Şekil 58 x 12).

28. Tüm tünel ortalamasına göre proje gereği kullanılması gereken miktardan 5.55 m³ daha fazla püskürtme beton kullanılmış, bunun 2.2 m³ ü döküntü olarak %25'lik bir değerle gerçekleşmiştir (Şekil 59 x 55 x 56 x 57 x 58 x 60 x 61).

29. Ortam koşullarının tüneli çok önemli ölçüde etkilediği açıktır. Önlem, işlem ve yöntem, ortam koşullarına göre değiştirilmektedir (Şekil 1 - 61).

30. Ortam parametreleri kendi içlerinde mükemmele yakın bir uyum içindedirler (Şekil 1 - 27).

31. Araştırma öncesi kabul ettiğimiz aşağıdaki etkileşimler doğrudur.

- Ana veri grupları arası etkileşim

a. $B = f(A)$"Tünel", "ortama" göre değişir.

- Başlıklar arası etkileşim

"A" ana veri grubu başlıklarının kendi içlerinde etkileşimi

a. $III = f(I)$"Ortamin" büyüklüğü, "ortamin" türüne göre değişir.

b. $IV = f(I)$"Ortamin" davranışı, "ortamin" türüne göre değişir

- "A" ve "B" Ana veri grupları başlıkları arasındaki etkileşim.

a. $V = f(I)$"Tünelin" türü, "ortamin" türüne göre değişir.

b. $VI = f(I)$"Tüneldeki" süreler, "ortamin" türüne göre değişir.

c. $VII = f(I)$"Tüneldeki" miktarlar, "ortamin" türüne göre değişir.

ç. $III = f(II)$"Ortamin" büyüklüğü, "ortamin" konumuna göre değişir.

d. $IV = f(II)$"Ortamin" davranışı, "ortamin" konumuna göre değişir.

e. $VI = f(II)$"Tüneldeki" süreler, "ortamin" konumuna göre değişir.

- f. $VII = f(II)$"Tüneldeki" miktarlar, "ortamın" konumuna göre değişir.
- g. $I = f(III)$ "Tünelin" türü, "ortamın" büyüklüğüne göre değişir.
- ğ. $IV = f(III)$"Ortamın" davranışı, "ortamın" büyüklüğüne göre değişir.
- h. $V = f(III)$"Tünelin" türü, "ortamın" büyüklüğüne göre değişir.
- ı. $VI = f(III)$"Tüneldeki" süreler, "ortamın" büyüklüğüne göre değişir.
- i. $VII = f(III)$"Tüneldeki" miktarlar, "ortamın" büyüklüğüne göre değişir.
- j. $V = f(IV)$"Tünelin" türü, "ortamın" davranışına göre değişir.
- k. $VI = f(IV)$"Tüneldeki" süreler, "ortamın" davranışına göre değişir.
- l. $VII = f(IV)$"Tüneldeki" miktarlar, "ortamın" davranışına göre değişir.
- m. $IV = f(V)$"Ortamın" davranışı, "tünelin" türüne göre değişir.
- n. $IV = f(VI)$"Ortamın" davranışı, "tüneldeki" sürelerle göre değişir.
- o. $IV = f(VII)$"Ortamın" davranışı, "tüneldeki" miktarlara göre değişir.
- "B" Ana veri grubu başlıklarının kendi içinde etkileşimi
- a. $VI = f(V)$"Tüneldeki" süreler, "tünelin" türüne göre değişir.
- b. $VII = f(V)$"Tüneldeki" miktarlar, "tünelin" türüne göre değişir.
- c. $V = f(VI)$ "Tünelin" türü, "tüneldeki" sürelerle göre değişir.
- ç. $VII = f(VI)$ "Tüneldeki" miktarlar, "tüneldeki" sürelerle göre değişir.
- d. $V = f(VII)$"Tünelin" türü, "tüneldeki" miktarlara göre değişir.
- e. $VI = f(VII)$"Tüneldeki" süreler, "tüneldeki" miktarlara göre değişir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın gerçekleşmesinde görüş ve değerlendirmeleri ile bize yön veren TEKFEN Grubu Proje Müdürlüğüne, Tüneller Şefliğine, Zincirlikuyu - Gültepe Tünelleri Şantiye Şefliğine ve ÖZGÜN İnşaat Zincirlikuyu - Gültepe Tünelleri Şantiye Şefliğine teşekkürlerimizi sunarız.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

TEKFEN İnşaat ve Tesisat A.Ş. İstanbul Metrosu 1. Aşama İnşaatı Zincirlikuyu Tünelleri Vardiya Defterleri No: 1-6.

TEKFEN İnşaat ve Tesisat A.Ş. İstanbul Metrosu 1. Aşama İnşaatı Zincirlikuyu Tünelleri H1T Jeolojik Enkesit (ayna) Raporları No: 1-217.

TEKFEN İnşaat ve Tesisat A.Ş. İstanbul Metrosu 1. Aşama İnşaatı Zincirlikuyu Tünelleri H1 km. 15+420 - 14+920 arası şerit extensometre ölçüm raporları.

TEKFEN İnşaat ve Tesisat A.Ş. İstanbul Metrosu 1. Aşama İnşaatı Zincirlikuyu Tünelleri H1 km. 15+420 - 14+920 arası opto-trigonometrik ölçüm raporları.

TEKFEN İnşaat ve Tesisat A.Ş. İstanbul Metrosu 1. Aşama İnşaatı Zincirlikuyu Tünelleri H1 km. 15+420 - 14+920 arası fazla kazı ölçüm raporları.

BOLU OTOYOL TÜNELİNDE SIKIŞAN KAYALAR

Squeezing Rocks in Bolu Tunnel

Süleyman DALGIÇ

İstanbul Üniversitesi Mühendislik Fakültesi 34850 Avcılar İstanbul

Ali Malik GÖZÜBOL

İstanbul Üniversitesi Mühendislik Fakültesi 34850 Avcılar İstanbul

ÖZET

Türkiye'nin en uzun otoyol tüneli olacak Bolu tünelinde, Asarsuyu girişinden itibaren sağ tünelde 642 m. ve sol tünelde 713 m. sonra, düşük derecede metamorfik fillit, sleyt, şeyl, kuvarsit ve kristalize kireçtaşları bulunmaktadır. Devoniyen yaşındaki bu birim, Prekambriyen öncesi yüksek derecede metamorfik amfibolit, gnays, metadiyorit birimlerinin üzerine ekaylı bir yapı ile gelmektedir.

Bu ekaylı yapı içerisinde, kazı sonrası ikincil gerilmelere bağlı olarak sıkışma olayı ortaya çıkmaktadır. Bu olaya bağlı olarak oluşan önemli ölçüdeki deformasyonlar, püskürtme betonlarda çatlamalara, kırılmalara, dökülmelere; çelik iksalarda ve bulonlarda ise eğilmelere, kırılmalara ve burulmalara neden olmaktadır.

Tüneldeki bu deformasyonlar, tünel içi gözlem ve konverjans ölçümlerine göre iksa sisteminin değiştirilmesi, beton kırış ve taban betonun yapılması ile zamanla azalmaktadır.

ABSTRACT

Bolu motorway tunnel which will be the longest highway tunnel in Turkey when completed. About right tunnel 642 m, left tunnel 713 m. away from the Asarsuyu entrance, the tunnel passes through thrust zone. In this location, high-grade metamorphic rocks which consist of amphibolite, gneiss and are presumed to be precambrian in age thrust over a low-grade metamorphic succession composed of slate, quartzite and recrystallised limestone.

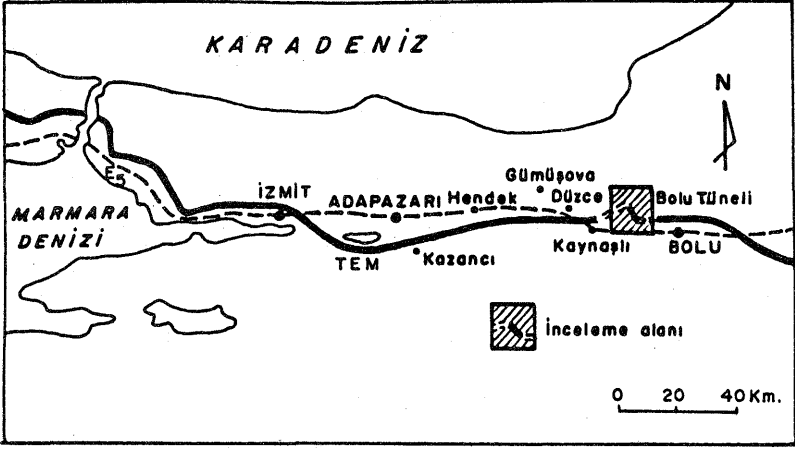
After excavation, deformed rocks in this zone underwent squeezing as a consequence of variations in the distribution of secondary stress. These deformations resulted in some serious geotechnical problems: cracks, fall outs and breaking in shotcrete and bending, breaking and wringing in steel supports and rock bolts.

In order to overcome these problems, based on the results of geologic observations and convergence measurements, the support system has been changed with a stronger type. The system has also been strengthened by concrete struts and inverts. Regular convergence measurements in the tunnel indicate that deformation has tendency to decrease over time

1-GİRİŞ

Yapımına devam edilen Bolu tüneli, İstanbul - Ankara arasındaki bağlantıyı sağlayacak en önemli otoyol tünelidir (Şekil 1). Tünel güzergahı deniz seviyesinden yaklaşık 850 m. yükseltide, örtü kalınlığı maksimum 250 m, ortalama 50 - 100 m arasındadır. Tünelin ilk kazısı 16 m genişliğinde ve 11.5 m yüksekliğindedir. Tünellerin bitmiş durumda yatay açıklığı 14.0 m ve yüksekliği 8.6 m'dir. İki tünel arasında yaklaşık 30 m ile 60 m arasında değişen aralık bulunmaktadır. Tünel uzunlukları sağ tüp için yaklaşık 3236 m ve sol tüp için

yaklaşık 3287 m olacaktır. Tünellerin Asarsuyu girişinde yaklaşık 900 metrelik kısmı, Elmalık girişinde ise 250 metrelik kısmı kazılmış durumdadır.



Şekil 1- İnceleme alanı yer bulduru haritası

Tünel güzergahındaki en yaşlı birim, Asarsuyu girişindeki metamorfik kayalardan oluşan Yedigöller formasyonudur. Tünel güzergahında, bu formasyonun üstüne tektonik dokanakla, Devoniyen yaşlı metamorfik istiften oluşan İkizoluk formasyonu gelmektedir. Bunların da üzerinde tektonik dokanakla intrüzif granit ve Üst Kretase'den Üst Eosen'e kadar çeşitli sedimanter kayalar bulunmaktadır. Tünel güzergahı, paleotektonik dönemdeki bindirmelerin ve neotektonik dönemdeki Kuzey Anadolu Fay zonunun varlığından dolayı önemli ölçüde ezik zonlar içerisinde geçmektedir. Bu ezik zonlar içerisinde tünelde karşılaşılacak en önemli sorunlar sıkışma ve şişme olaylarıdır (Dalgıç, 1994).

Bu çalışmada Asarsuyu girişi tarafındaki paleotektonik döneme ait bindirme zonundaki deformasyonlar ikincil gerilme durumuna bağlı sıkışma olayları ile açıklanmış ve oluşan deformasyonlar in situ ölçüm sonuçları ile değerlendirilmiştir.

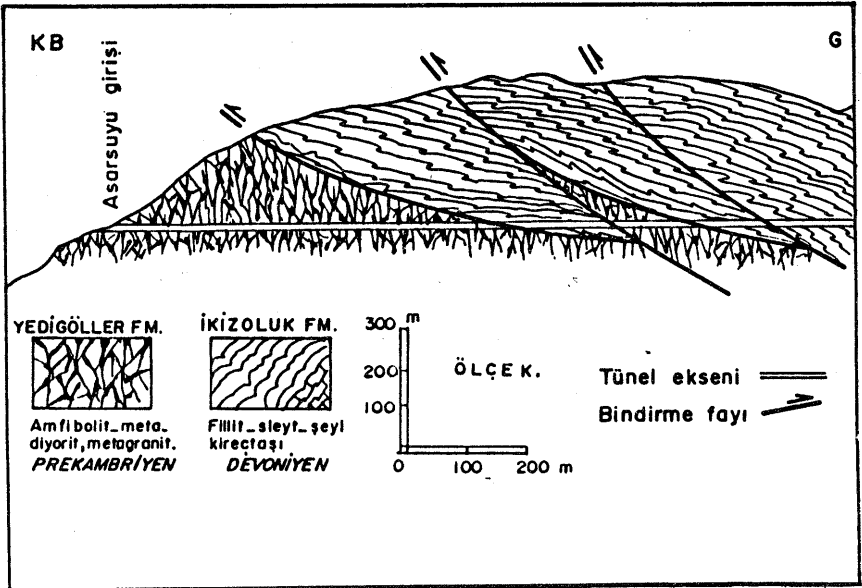
2-SIKIŞMA OLAYININ TANIMLANMASI

Bolu tüneline aşırı deformasyonlar, gerilme dağılımının kazı ile bozulmasından kaynaklanmış olmalıdır. Böyle bir olay ise zamana bağlı olarak

gelişmektedir ve sıkışma olayı olarak tanımlanmaktadır (Aydan vd., 1993). Deformasyonların diğer sebepleri arasında yeraltısuyu ve kayalardaki bazı minerallerin kimyasal reaksiyonu sonucu oluşan şişme olayları vardır. Tünel içinde yapılan hidrojeolojik gözlemlerde yeteri kadar suya doymun bir ortam olmadığı gözlenmiştir. Bu nedenle tünel içerisindeki deformasyonlarda şişme olayından çok, sıkışma olaylarının daha etkin olduğu anlaşılmıştır.

3-SIKIŞAN KAYALARIN JEOLÖJİK ÖZELLİKLERİ

Asarsuyu girişinden itibaren sol ve sağ tünelde Yedigöller formasyonuna ait amfibolit, metagranit, metadiyorit gibi kayalar bir arada bulunmaktadır. Bu alandaki kayalar yerel olarak bazı küçük ölçekte faylar tarafından kesilmiş olmakla birlikte, duraylı yapısını korumuştur. Asarsuyu girişinden itibaren sol tünelde 713 m. ve sağ tünelde 642 m. den sonra bindirme zonuna girilmiştir. Bu zon içerisinde amfibolit, metagranit, metadiyoritler üzerinde bindirme fayı ile İkizoluk formasyonuna ait metakiltası, metasiltası, kristalize kireçtaşı ve kuvarsit düzeyleri bulunmaktadır (Şekil 2).



Şekil 2- Bindirme düzlemine ait jeolojik kesit

Bu zonun tünel eksenindeki uzunluğu yaklaşık 250 m. kadardır. Bu tektonik zon, birbirine paralel üst üste dizilmiş fay düzlemlerinden oluşmaktadır. Bindirme düzlemlerinde önemli su boşalımları gözlenmemiştir. Sadece, fay kili ve fay breşleri ile temsil edilen kataklastik kayaların kayma yüzeyleri boyunca yerel sızıntılar olmaktadır.

4- SIKIŞAN KAYALARIN JEOMEKANİK ÖZELLİKLERİ

4.1- Sıkışmanın miktarı

Tünelcilikte sıkışan kayaların tanımlanması ile ilgili olarak ilk sınıflama Terzaghi (1946) tarafından yapılmıştır. Bununla birlikte Q sistemi (Barton vd., 1974) şişme ve sıkışmanın miktarını ilk olarak sınıflamıştır. Singh vd., (1992) sıkışma için, tünel derinliğinin $350 Q^{1/3}$ 'den büyük olması durumunda gerçekteşeceğini ve kayanın basınç dayanımının da $q=7 \times \gamma \times Q^{1/3}$ eşitliği ile hesaplanacağını saptamıştır. Barton vd., (1994) ise Singh vd., (1992)' eşitliklerinden yararlanarak sıkışan zeminler için aşağıdaki çizelgeyi oluşturmuşlardır (Çizelge 1)

Çizelge 1- Sıkışmanın derinliğe bağlı tahmini (Barton ve Grimstad,1994)

Kaya sınıfı	Q değeri	H (m)	q (MPa)	Olay
A	40-1000	1196-3492	62-182	Deformasyon boşalması
B	10-40	754-1196	39-62	Kaya dilinimi
C	4-10	555-754	29-39	Blok yenilmesi
D	1-4	350-555	18-29	Blok yenilmesi
E	0.1-1	162-350	8.4-18	Ezilme Sıkışma
F	0.01-0.1	76-162	3.9-8.4	Sıkışma
G	0.001-0.01	35-76	1.8-3.9	Sıkışma

γ = Yoğunluk=2.6 t/m³ olarak alınmıştır.

Çizelge 1' e göre Bolu tüneli bindirme düzleminde örtü yükü derinliği 200 m dolayında olduğundan, Q kaya kütlesi kalitesi 0.1-1 (çok zayıf kaya) değerindedir ve kaya kütlesi dayanımı 8.4-18 (MPa) arasında değişmekte ve olay ezilme ve sıkışma olarak adlandırılmaktadır. Bindirme düzleminde Barton vd., (1994)'den saptanan çok zayıf kaya kalitesi, bu çalışmada kullanılan Avusturya standardı Ö NORM B 2203 kaya kütlesi sınıflamasının çok baskılı (C2) kaya sınıfına karşılık gelmektedir.

4.2- Sıkışan kayalarda kazı ve iksalama

Sıkışan kayalar içerisinde tünel inşaatı aktif ve pasif yaklaşımlara göre yapılabilmektedir. Aktif yaklaşımlarda kazı sırasındaki büyük deformasyonlar kontrol altına alınmaktadır. Pasif yaklaşımlarda ise deformasyonun gelişmesine karşı konulmamaktadır. Tünelcilikte bu iki yöntem arasında tartışmalar sıkışma olayının mekanizmasının tam olarak anlaşılamamasından dolayı tartışmalıdır (Barla, 1995). Bolu tüneline, sıkışan kayaların inşaatında aktif yaklaşımlar üretilerek soruna çözüm getirilmiştir.

Asarsuyu portalından itibaren sol tünelde 713 m, sağ tünelde 642 m. kadar olan kesim içerisindeki Yedigöller formasyonuna ait kaya birimleri, Avusturya standardı Ö NORM B 2203 sınıflamasına göre az kırılğan (B1) ve kırılğan, az baskılı (B2) sınıfındadır. Küçük ölçekteki fay zonlarında ise çok kırılğan, baskılı (C1) ve çok baskılı (C2) sınıfı kaya kütlesi sınıfı ve iksa sistemi uygulanmıştır. Böylelikle bu zonlarda daha güçlü iksa sistemleri kullanılarak sorunlar çözülmüştür.

Bindirme düzleminde kullanılan çok baskılı (C2) kaya sınıfı ve iksa sistemleri (0.80 m round aralığı ve tek HEB 100+püskürtme beton+SN / IBO kaya bulonu), oluşan sıkışma hareketlerini önlemede yetersiz kalmıştır. Ayrıca, kayanın taşıma gücünün düşük bulunuşu ve kazıdan sonra gerilme boşalmasına bağlı olarak kayanın ani bozulması olayları tolerans sınırlarını aşan aşırı deformasyon olaylarında etkili olmuşlardır. Bindirme zonunda gelişen deformasyon olaylarını önlemek için;

- Kullanılan C2 iksa sistemi modifiye edilerek daha rijid duruma getirilmiştir.
- Taşıma dayanımını arttıran çift çelik iksa kullanılmıştır.

-Kısa ilerleme mesafesi ve daha fazla sayıda bulon yerleştirilmeye başlanmıştır.

-Ölçümler sıklaştırılmış ve deformasyon önceden saptanmaya başlanmıştır.

-Hareketin durmadığı alanlarda taban betonu yapılmıştır.

Alınan bu aktif (son derece rijid) önlemler neticesinde deformasyonlar belirli bir zaman sonra duraylı duruma geçmiştir.

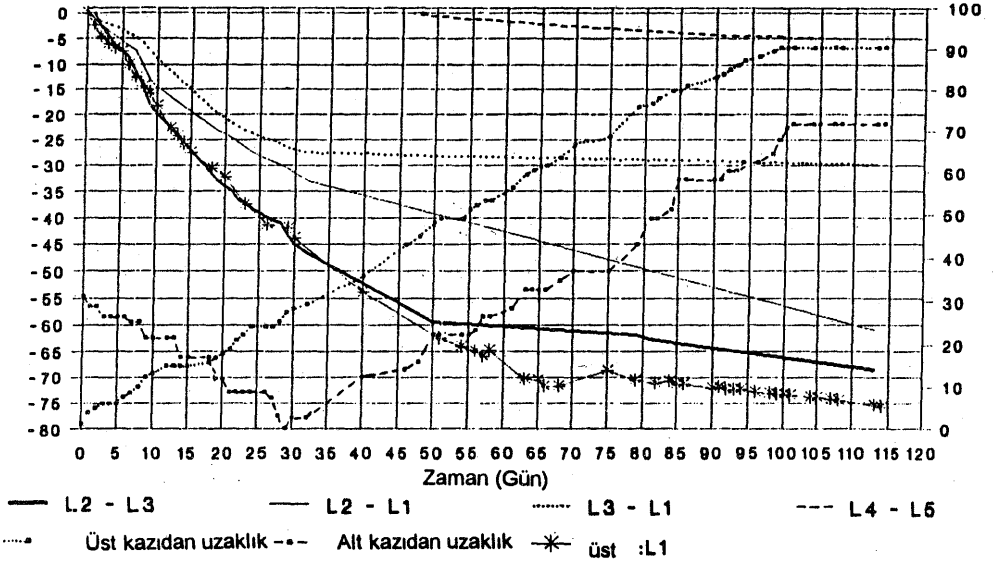
4.3- In-situ ölçümler

Tünel açımının başarısı etkileşimlerin anlaşılmasına bağlı olmaktadır. Bunun için gerilme ve deformasyonların yer, zaman ve önlem ilişkisi içinde gözlem ve ölçmelerle izlenmesi gerekmektedir. Çünkü, bu şekilde çalışmalar denetlenebilmekte ve yapılan imalatın yeterliliği kanıtlanabilmektedir (Vardar, 1994). Bu sebeple, Bolu tüneline jeoteknik amaçlı ölçümler ve çalışmalar yürütülmüştür.

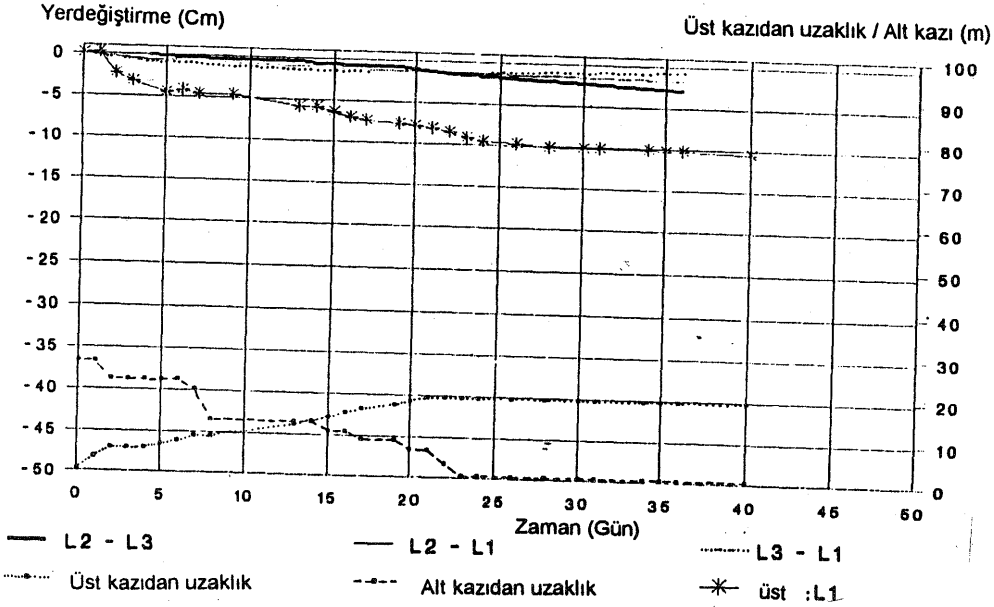
a) Asarsuyu giriş kısmında inklinometre ölçümleri: Tünelin giriş kesimindeki şevlerin stabilitesini denetlemek amacıyla, araştırma sondajlarından bazılarında yerleştirilen inklinometreler yardımı ile kazı yüzeyine paralel doğrultularda oluşabilecek hareketler ölçülmüştür. Ölçümlerde Asarsuyu tünel girişinde herhangi bir yatay hareket belirlenememiştir.

b) Tünel içi konverjans ölçümleri (şerit ekstansometre ve optotrigonometrik): İn-situ ölçümler bindirme düzlemine girilmeden önce her 20-30 metrede, bindirme düzlemi içerisinde ise 5-10 m. de alınmıştır. Bindirme zonuna girmeden önce topoğrafik düşey deformasyonlar 0.1-2.7 cm arasındadır. Yatay deformasyonlar ise 0.60-9.96 cm arasında değişmektedir.

Bindirme zonunda özellikle iksa sisteminin dayanım özelliklerine bağlı olarak deformasyon değerleri farklılıklar sunmaktadır. Bindirme zonunda rijid iksa sistemi yapılmadan önce topoğrafik düşey deformasyonlar ortalama 90.0 cm, yatay deformasyon değerleri 70 cm'dir. Bu değerler taban betonu yapılan kadar hiç bir direnç ile karşılaşmadan lineer olarak artmıştır (Şekil 3). Taban betonunun yapılması ile hareketler durmuş fakat yeni kazı yapıldığında hareketler hızlanmıştır. Bindirme düzleminde yatay ve düşey hareketler, iksa sisteminde çelik malzeme ve diğer iksa sistemlerinin artırılması ile, bindirme düzlemine girilmeden önceki konumuna dönmüştür (Şekil 4).



Şekil 3- C2 iksa sınıfında ölçülen deformasyon değerleri



Şekil 4- C2 iksa sınıfının modifiyesinden sonra ölçülen deformasyon değerleri

5-SONUÇ VE ÖNERİLER

Tünel güzergahında Antekambriyen yaşlı Yedigöller formasyonuna ait amfibolit, gnays, metadiyorit ile Devoniyen yaşlı İkizoluk formasyonuna ait sleyt, kuvarsit ve rekristalize kireçtaşları tektonik dokanaklıdır. Tünel kazısı sırasında yapılan gözlemlere göre bu zon 250 metre uzunluğunda düzenli gelişmiş, birbirine paralel fay düzlemleri ve üst üste dizilmiş ekaylı yapısı ile dikkati çekmektedir.

Tünel güzergahında karşılaşılan bindirme zonlarında gerilmeler yoğunlaşarak, sıkışan kayalarda yüksek deformasyonlar oluşmuştur. Oluşan bu yüksek gerilmeler, bindirme zonundaki kayaların düşük dayanım özelliklerine, kazı boşluğunun geometrisine ve uygulanan destek basıncına bağlı olarak zamanın bir fonksiyonu olarak ortaya çıkmışlardır. Bu olaylar sonucu bulonlarda deformasyonlar, püskürtme betonda parçalanmalar, çelik iksalarda burulmalar ve eğilmeler olmuştur.

İksa sisiteminin yeterince görevini yerine getirebilmesi için alt yarı kazısı üst kazı aynasına yaklaştırılmış ve iksa sistemleri değiştirilerek daha rijid duruma getirilmiştir. Böylelikle tünelde ezik kaya zonu içerisinde oluşan deformasyonlar önlenmeye çalışılmıştır. Tünel içinde in-situ ölçümler ile de deformasyonların değişmesi izlenmiştir.

Bolu tünelinin yaklaşık 1/3'ü tamamlanmıştır. Tünelde açılacak olan diğer kesimlerde de sıkışan kayaların bulunduğu bindirme zonları yer almaktadır. Bu nedenle, karşılaşılan bu bindirme zonundan gerekli deneyimin elde edilmesi, projenin güvenliği ve maliyeti açısından önem taşımaktadır.

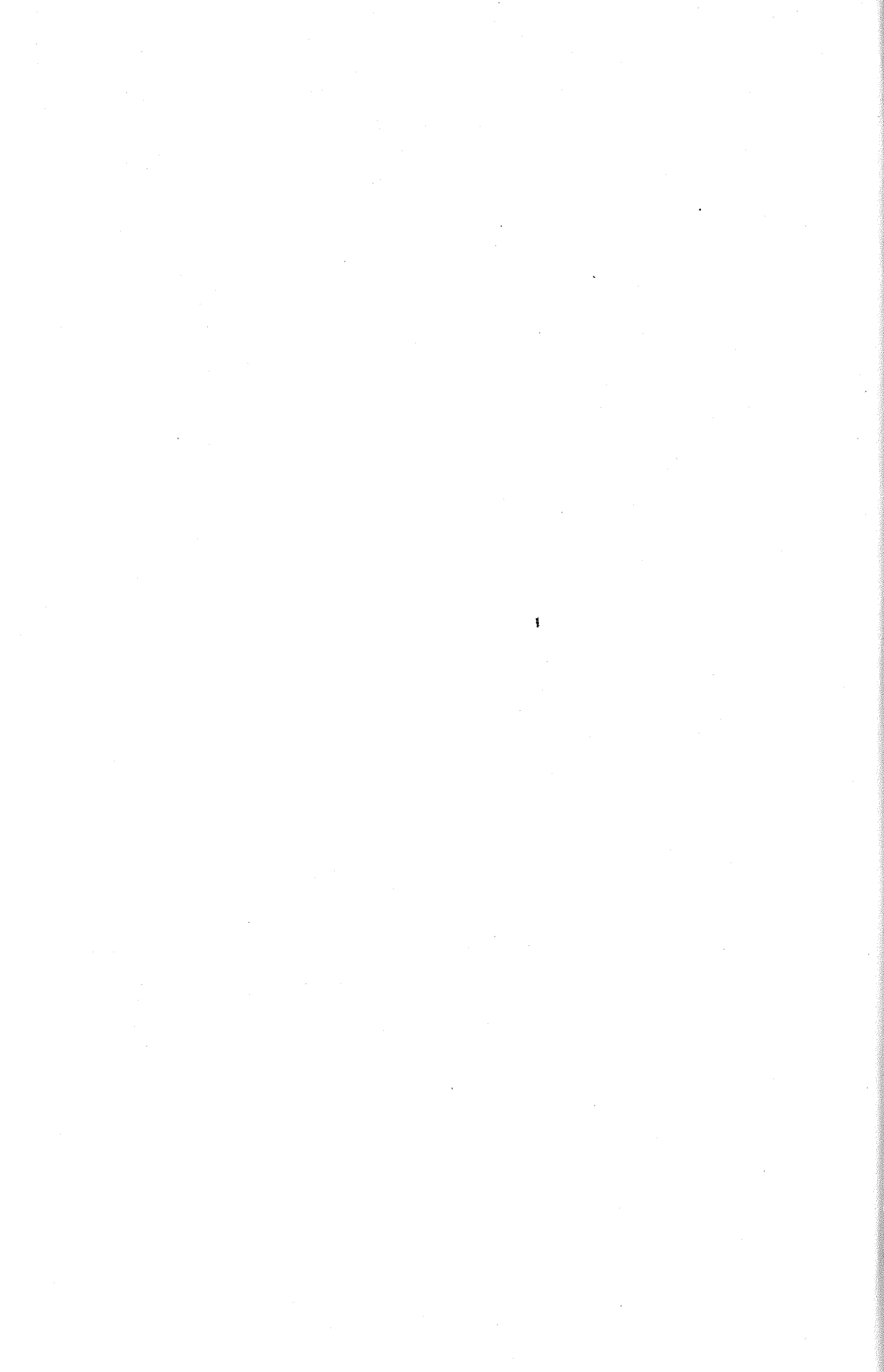
KATKI BİLDİRME

Yazarlar, bu makalenin hazırlanmasına imkan sağlayan Anadolu otoyolu Gümüşova - Gerede otoyolunun yapımcısı Astaldi spa firması çalışanlarına teşekkür ederler.

YARARLANAN KAYNAKLAR

Aydan, Ö., Akagi, T., Kawamoto, T., 1993, The Squeezing Potential of Rocks around Tunnels; Theory and Prediction, Rock Mech. Rock Eng. 26 (2), 137-163.

- Barla, G., 1995, Squeezing Rocks in Tunnels: International Society for Rock Mechanics, News Journal, Vol.2, Numbers 3-4, pp 44-49.
- Barton, N., Lien, R. and Lunde, J., 1974, Engineering Classification of Rock Masses for the Design of Tunnel Support, Rock Mechanics, 6 (4), pp 189-236.
- Barton, N. and Grimstad, E., 1994, The Q-System Following Twenty Years of Application in NMT Support Selection, Felsbau 12, Nr.6, pp 428-436.
- Dalgıç, S., 1994, Anadolu Otoyolu Bolu Dağı Geçişinin Mühendislik Jeolojisi, Türkiye Jeoloji Kurultayı Bülteni, Sayı 9, s. 393-397.
- Ö NORM B 2203, 1992, Untertagebauarbeiten-Werkvertragsnorm.
- Singh, B., Jethwa, J.L., Dube, A.R. and Singh, B., 1992, Correlation Between Observed Support Pressure and Rock Mass Quality, Tunnelling and Underground Space Technology, 7 (1).
- Terzaghi, K., 1946, Rock Defects and Loads on Tunnel Supports, In: R.V. Proctor and T.L. White (Editors), Rock Tunnelling with Steel Supports, 1. Commercial Shearing and Stamping Co., Youngstown, Ohio, pp. 15-99.
- Vardar, M., 1994, Metro Tünellerinde Duraylılığın Korunması ve Sağlanması, Sağlamaştırma-Destekleme-İyileştirme; Ulaşımda Yeraltı Kazıları 1. Sempozyumu, s. 41-51, TMMOB Maden Mühendisleri Odası.



SOMA IŞIKLAR DESANDRESİNDEKİ ZAYIF KAYAÇLARIN JEOMEKANİK ÖZELLİKLERİNİN DESANDRENİN DURAYLILIĞINA ETKİSİ

Effect of Geomechanical Properties of Weak Rocks in the Soma Işıklar Decline Drivage to the Decline Drivage Stability

Araş. Gör. Yılmaz ÖZÇELİK*
Prof. Dr Seyfi KULAKSIZ*

* H.Ü. Maden Mühendisliği Bölümü, 06532-Beytepe, ANKARA

ÖZET

Yeraltında açılan açıklıkların duraylılığını etkileyen en önemli faktörlerden bir tanesi de ortam kayaçlarının jeomekanik özellikleridir. Açıklık açılmadan önce bu özellikler iyi belirlenmez ise açıklığın açılması süresince emniyetli, verimli ve ekonomik bir çalışma mümkün olmayabilir.

Bu çalışmada, E.L.İ. Soma Işıklar Ana Nakliye Desandresi kayaçlarının jeomekanik özellikleri belirlenerek bu özelliklerin desandrenin duraylılığına olan etkisi araştırılmaya çalışılmıştır.

ABSTRACT

One of the most important factors that effects the stability of underground openings is geomechanical properties of surrounding rocks. If the geomechanical properties are not determined before the driving of an opening it may be impossible to perform a safe, efficient and economical operation during the drivage of opening.

In this paper, the geomechanical properties of surrounding rocks at E.L.İ. Soma Işıklar Main Transport Decline Drivage are determined, and the effects on the stability of decline drivage was tried to determine.

1.GİRİŞ

Ülkemizde açılan metro tünelleri, su tünelleri ve bir çok yeraltı galeri ve desandreleri kısmen killi kayaçlar gibi zayıf kayaçlarda açılmaktadır. Zayıf kayaçların düşük dayanımına ve diğer bazı jeomekanik özelliklerine bağlı olarak bu kayaçlarda açılan açıklıklarda yüksek deformasyonlar oluşmaktadır. Dolayısıyla, çevre kayaçların jeomekanik özellikleri bu tür ortamlarda açılan açıklıkların duraylılığını, kazı yöntemini ve tahkimatını doğrudan etkilemektedir. Bu nedenle, bu tür ortamlara uygun tahkimat sistemlerini seçmek ve geliştirmek için ortam kayaçlarının jeomekanik özelliklerinin dikkate alınması emniyet, ekonomi ve zaman açısından zorunlu hale gelmektedir.

Bu çalışmada, eğimli olması nedeniyle aynı litolojik birim içinde açılmayan ve ilerleme sırasında litoloji değişikliği çok sık olan, diğer yönden güzergahı boyunca önceden saptanamayan eski bir sualtı heyelan alanı ve en az dört adet asimetrik, yer yer bir kanadı devrik antiklinallerin yer aldığı E.L.İ

Soma Işıklar Ana Nakliye Desandresi'nde meydana gelen deformasyonlar ve duraysızlıklar üzerinde bu ortamdaki zayıf ve tektonizmadan etkilenmiş kayaçların jeomekanik özelliklerinin etkisi incelenmiştir.

2. ZAYIF KAYAÇLARDA TÜNEL AÇILMASI VE KAYAÇLARIN JEOMEKANİK ÖZELLİKLERİNİN TÜNEL DURAYLILIĞINA ETKİSİ

Yeraltı açıklıklarında meydana gelen duraysızlıklar genellikle; düşük dayanımlı, yüksek plastisiteli, ileri derecede eklemlili ve yanall gerilmelere maruz kalmış zayıf kayaçlarda, üzerinde çok az veya çok fazla yük bulunan zeminlerde ve jeodinamik etkilerle bozunmuş kayaçlarda meydana gelmektedir.

Genel olarak zayıf kayaçlarda açılan yeraltı açıklıklarının duraylılığını etkileyen temel faktörler şu şekilde özetlenebilir:

- i) Kazı öncesinde ortamda mevcut orjinal gerilme durumu
- ii) Kazısı yapılan birimlerin dayanımları ve bazı jeomekanik özellikleri
- iii) Kazının geometrisine ve boyutuna bağlı ortamda oluşan gerilme alanları,
- iv) Tektonik ve sedimantolojik yapıların konumları
- v) Tünel doğrultusu ile asal gerilme yönleri arasındaki ilişki
- vi) Yeraltısıyu durumu,
- vii) Kazı yöntemi ve kalitesi (delme patlatma, makine ile),
- viii) Kullanılan tahkimatın türü ve sıklığı,
- ix) Tünel yakınında yapılan kazı ile etkileşim sonucu oluşan gerilme değişimleri (Whittaker ve Frith ,1990; Kulaksız ve Özgenoğlu, 1993; Barla, 1995; Ünver ve Kargı, 1995; Özçelik ve Kulaksız 1995).

Ortam kayaçlarının jeomekanik özelliklerine bağlı olarak zayıf kayaçlarda açılan açıklıkların duraylılığını bozan en önemli olaylar; taban kabarması, kayacın sıkışması, şişmesi ve akması şeklinde görülmektedir (Franklin and Ousseault, 1989; Selmer-Olsen et. al., 1989; Özçelik, 1995).

3. SOMA IŞIKLAR ANA NAKLİYE DESANDRESİ

Işıklar Yeraltı Projesi kapsamında, Işıklar Ocağında, +355 / +140 kotları arasında B14 kesitinde sürülmekte olan Soma Işıklar Ana Nakliye Desandresi'nin kazı kesit alanı 17 m²'dir. Soma Işıklar Ana Nakliye Desandresi zayıf kilaşı biriminde 12.8° eğimle NW-SE doğrultusunda açılmaktadır. Desandrenin değişik kısımlarında yerinde yapılan arazi gözlemleri sonucunda; güzergahının sık kıvrımlı ve üzerinde 5 adet fay olduğu, birçok kesiminde paleosinsedimanter sualtı heyelanlı bölgelerin bulunduğu tespit edilmiştir.

4. LABORATUVAR DENEYLERİ

4.1. İndeks Özellikler

İncelenen Soma Işıklar Desandresi kazısı sırasında karşılaşılan litolojik birimlerinden alınan örnekler üzerinde desandrenin açımı sırasında göstermeleri olası mühendislik davranışlarının ve tahkimat üzerindeki etkilerinin değerlendirilebilmesi amacıyla zemin mekaniği ve kaya mekaniği deneyleri yapılmıştır. Numuneler desandrenin 300'üncü metresinden sonra tünel eksenine boyunca, tarama yapılan kısımlardan ve desandre aynasının taban kısmındaki killi birimlerden alınmıştır.

Numuneler üzerinde yapılan deneyler ve sonuçlarının değerlendirilmesi ASTM (1981), ISRM (1981) ve ISRM (1989) standartlarına göre yapılmıştır. Deneyisel çalışmalar Hacettepe Üniversitesi Jeoloji ve Maden Mühendisliği Zemin-Kaya Mekaniği ile O.D.T.Ü. Maden Mühendisliği Kaya Mekaniği Laboratuvarında gerçekleştirilmiştir.

Deneyisel çalışmaların toplu sonuçları Çizelge 1 ve Çizelge 2'de verilmiştir. Çizelgelerdeki verilerin ışığında aşağıdaki sonuçlar ve değerlendirmeler yapılmıştır:

i) Ortamdan alınan numunelerin özgül ağırlıkları, doğal birim hacim ağırlıkları düşük, doğal nem içerikleri ise yüksek olarak bulunmuştur. Doğal nem içeriği açısından değerlendirildiğinde, kilaşlarının bünyesinde bulunan yüksek nem içeriği ile bu malzemelerin plastik konumda olduğu saptanmıştır.

ii) Çizelge 2'deki XRD sonuçlarından da görüldüğü gibi numunelerdeki hakim kil minerali montmorillonittir. Montmorillonit tabakalı yapısıyla en fazla şişme özelliği gösteren kil mineralidir.

Ayrıca, aktivite diyagramına göre de incelenen killerin Na-Ca Montmorillonit grubu içinde yer almakta olduğu belirlenmiştir.

iii) Makaslama deneyleri sonucunda, 1, 2, 3, 4 ile 8 ve 10 numaralı numuneler düşük kohezyon ve içsel sürtünme açısına; 5, 6, 7 ile 10 numaralı numunelerin ise yüksek kohezyon ve içsel sürtünme açısına sahip oldukları belirlenmiştir.

iv) İncelenen numunelerin Atterberg Limitlerinin (PL,LL,PI) artan kil yüzdeleri ile arttığı görülmüştür. Bunun nedeni, toprak tanelerinin yüzeylerine çekilen su miktarı ile bağıntılı olmasıdır. Tane büyüklüğü küçüldükçe birim kütle başına düşen toplam yüzey alanı artmakta olup, absorbe edilen nem miktarı, direk olarak toprak içinde bulunan kil miktarıyla doğru orantılı olduğundan, kil miktarı aynı zamanda çekilen su miktarını etkilemektedir. Nitekim, 1, 2, 4 ve 9 Numaralı numunelerin Atterberg Limit değerleri bu yüzden oldukça yüksek olarak bulunmuştur.

Çizelge 1. Desandreden Alınan Numunelerin İndeks Özellikleri ve Bazı Jeomekanik Parametreleri

Özellikler	No1 (448m)	No2 (456m)	No3 (474m)	No4 (500m)	No5 (484m)	No6 (485m)	No7 (486m)	No8 (520m)	No9 (505m)	No10 (515m)
Doğal Birim Hacim Ağırlığı(kN/ m ³)	20.2	19.0	21.0	17.5	20.5	21.2	20.0	21.0	17.6	20.5
Tane Birim Hacim Ağırlığı, Gs	23.8	21.8	24.5	19.6	24.1	24.7	23.0	24.3	20.0	23.6
Doğal Su İçeriği, Wn, %	29	27	18.5	37	41.5	18.5	13	23	38	25
Aktivite, A	2.73	3.51	3.08	4.78	1.73	1.18	----	1.67	5.04	2.25
Plastik Limit, PL, %	42	38	36	56	39	33	27	33	52	32
Likit Limit, LL, %	198	273	113	400	98	85	75	103	420	102
Plastisite İndeksi, PI, %	156	235	77	344	59	52	48	70	368	70
Büzülme Limiti, SL, %	10.4	28.5	32.8	19.2	18.8	23.4	23.8	21.5	35.5	25.6
Kıvamlılık İndeksi, Ic**	1.08	1.05	1.23	1.06	0.96	1.28	1.29	1.0	1.03	1.1
Tane Boyu Dağılımı	Kil	67	77	35	82	44	54	4	70	83
	Silt	27	7	28	5	32	14	26	24	6
	Kum	6	16	37	13	24	32	70	4	11
Birleştirilmiş Zemin Sınıfı	CH*	CH	MH***- OH***	MH- OH	MH- OH	MH- OH	MH- OH	MH- OH	CH	MH- OH
Üçgen Sınıflama Aşağına Göre	Kil	Kil	Kumlu Kil	Kil	Siltli Kil	Kil	Siltli Kum	Kil	Kil	Killi Kum
İçsel Sürtünme Açısı, ϕ (°)	10-14	9-12	11-15	7-10	13-18	11-19	30	11-17	8-10	12-18
Kohezyon, c (MPa)	0.020- 0.030	0.016- 0.025	0.030- 0.040	0.012- 0.018	0.060- 0.070	0.070- 0.080	0.080- 0.100	0.019- 0.025	0.017- 0.021	0.040- 0.060
Kuru Dayanım	Çok yüksek	Çok yüksek	Orta	Çok yüksek	Orta	Orta	Orta	Orta	Çok yüksek	Orta
Şişme Potansiyeli	Çok yüksek	Çok yüksek	Çok yüksek	Çok yüksek	Çok yüksek	Çok yüksek	Düşük	Çok yüksek	Çok yüksek	Çok yüksek
Şişme İndeksi	0.14	0.10	0.16	0.09	0.42	0.22	0.17	0.22	0.09	0.25

* CH : Plastisitesi yüksek inorganik kil, şişen kil

** MH : İnorganik silt, ince kumlu veya siltli toprak, elastik silt

*** OH :Plastisitesi orta veya yüksek organik kil, organik silt

Çizelge 2. Soma Işıklar Desandresi'nden alınan numunelerin kil mineralleri ve yaklaşık yüzdeleri

Numune Adı	Montmorillonit (%)	İllit (%)	Kaolinit (%)	Klorit (%)
No1	93	4.5	2.5	----
No2	100	----	----	----
No3	90	10	----	----
No4	99	1	----	----
No5	92	6	2	----
No6	79	20	1	----
No7	66	22	5	7
No8	61	30	5	4
No9	99	1	----	----
No10	89	7	----	4

v) 6 Numaralı numune hariç diğer numunelerin hakim killerinin aktif kil grubuna girdiği belirlenmiştir. 6 numaralı numune normal kil sınıfında olmasına rağmen, aktivitesi çok yüksek olup, aktivite değerinin artışıyla kil minerallerinin daha fazla su alıp şiştiği saptanmıştır.

vi) Desandreden alınan numunelerden 3, 5, 6, 7, 8, 10 numaralı numuneler inorganik silt, elastik silt, plastisitesi orta veya yüksek organik silt veya kil olarak saptanmıştır. Bu numunelerin kuru olduklarında ise orta dayanıma sahip olduğu belirlenmiştir. Diğer numunelerin ise (1, 2, 4 ve 9 numaralı) yüksek plastisiteli inorganik şişen kil olduğu ve kuru olduklarında ise dayanımlarının yüksek olduğu belirlenmiştir.

vii) 5 numaralı örnek hariç diğer örneklerin örselenmeden önce çok sert, 5 numaralı numunenin ise sert olduğu abaklardan bulunmuştur.

viii) Plastisite indekslerine ve kil yüzdelerine bağlı olarak 1, 2, 4 ve 9 numaralı örneklerin şişme potansiyellerinin çok yüksek, diğerlerinin (3, 5, 6, 7, 8 numaralı) şişme potansiyellerinin ise yüksek olduğu tespit edilmiştir. Dolayısıyla 1, 2, 3, 4, ve 9 numaralı örneklerin şişme basıncının çok yüksek olacağı, 5, 6 ve 8 Numaralı örneklerin ise şişme basınçlarının düşük olacağı beklenmektedir.

4.2. Konsolidasyon Karakteristikleri

Açılmakta olan desandrenin geçtiği ve geçeceği zeminlerin konsolidasyon karakteristiklerinin tünel tahkimatının tasarımı açısından birinci dereceden girdi parametreleri olmamakla birlikte, yüzeyde ve tünel açıklığının

tabanında gelişecek olası oturma ve kabarma sorunlarının önceden tahminine katkıda bulunacağı varsayımından hareketle, zeminin konsolidasyon karakteristikleri konsolidasyon deneyleri yapılarak belirlenmiş ve sonuçlar Çizelge 3'de verilmiştir.

Çizelge 3. Konsolidasyon Deneyi Sonuçları

Parametreler	Değişim Aralığı			Aritmetik Ortalama		
	No 10	No 9	No 2	No10	No 9	No 2
Prekonsolidasyon Basıncı, P_c (MPa)	0.47	1.4	1.3	0.47	1.4	1.3
Sıkışma indeksi, C_c	0.11-0.23	0.09-0.16	0.13-0.18	0.17	0.13	0.15
Şişme indeksi, C_s	0.23-0.28	0.08-0.13	0.08-0.13	0.25	0.11	0.11
Hacimsal sıkışabilirlik katsayısı, m_v (cm^2/kg)	0.006-0.212	0.0037-0.0065	0.030-0.004	0.07	0.0047	0.065
Konsolidasyon katsayısı, C_v (cm^2/sn)	0.044-0.21	0.030-0.70	0.053-0.1898	0.13	0.23	0.09
İlksel Boşluk Oranı, e	0.746	0.966	0.899	0.746	0.966	0.899

4.3. Şişme Deneyleri

Şişme davranışı tünelin ömrü ve inşaa süresi boyunca şişen kayaçlardaki yapılarda hasarlara neden olan önemli problemlerden bir tanesidir. Şişme özelliği gösteren killi kayaçlarda yapılan en önemli çalışma, bunların şişme davranışlarına karar vermek için şişme miktarlarının ve basınçlarının önceden belirlenmesidir. Bu nedenle kil içeriğinin (%82), Likit Limit değerinin (%400) ve şişme potansiyelinin çok yüksek olması nedeniyle en problemlili killerden kabul edilen 4 numaralı numune üzerinde yapılan deneylerden elde edilen sonuçlar Çizelge 4'de verilmiştir.

Çizelge 4'den görüldüğü gibi, 4 Numaralı numunenin serbest şişme basıncı ve yanal basınç altındaki şişme basıncı oldukça yüksek olarak bulunmuştur. Bu sonuç ayrıca, Çizelge 1'de elde edilen sonuçların yorumundan yola çıkarak yapılan tahminlerin doğruluğunu göstermektedir.

Çizelge 4. Üç eksenli şişme deneylerinden elde edilen sonuçlar

Yanal Basınç (MPa)	Eksenel Şişme Basıncı, σ_s , (MPa)	Eksenel Şişme Birim Deformasyonu, ε_s (%)
0.0	0.250	0.30
	0.230	13.4
	0.180	20.5
	0.118	30.0
0.25	0.750	0.25
	0.626	24.0
	0.564	40.9
	0.397	63.5
0.35	0.973	0.25
	0.791	27.3
	0.720	45.7
	0.525	71.6
0.50	1.280	0.25
	10.70	36.0
	9.36	67.1
	7.40	106.3

4.4. Tek Eksenli Sıkışma Dayanımı

Mevcut killerin doğal nem içerikleri çok yüksek olduğundan ve de karot alma işlemi çok zor gerçekleştirildiğinden sadece en problemlili killerden olan 4 numaralı numune üzerinde 3 deney yapılmıştır. Numunelerin nem içeriği çok yüksek olduğundan (%36), birim deformasyon ölçerler yapıştıramamış ve birim deformasyon, deformasyon modülü ve Poisson oranı değerleri belirlenememiştir. Çizelge 5'de tek eksenli sıkışma dayanımı deneylerinin sonuçları verilmiştir. Buna göre numunenin sıkışma dayanımı oldukça düşüktür.

Çizelge 5. 4 numaralı numunenin tek eksenli sıkışma dayanımı deney sonuçları

En Yüksek (MPa)	En Düşük (MPa)	Ortalama (MPa)
0.35	0.27	0.31

Bununla birlikte bu çalışmada, Işıklar Desandresi'nde Onargan (1995) tarafından yapılan çalışmada elde edilen sonuçlardan farklı sonuçlar elde edilmiştir. Bu çalışma ile Onargan (1995) tarafından yapılan ve yaklaşık aynı taban biriminden alınan birbirine benzer numunelerden elde edilen karşılaştırmalı sonuçlar Çizelge 6'da verilmiştir.

Çizelge 6. Bu çalışmada taban kili olarak adlandırılan birim üzerinde yapılan deneylerden elde edilen sonuçların Onargan (1995) ile karşılaştırılması

Özellikler	Onargan (1995) Taban kili	Özçelik (1995) No 4 (500m)
Doğal Birim Hacim Ağırlığı (kN/m ³)	18.0	17.5
Tane Birim Hacim Ağırlığı, Gs	23.6	19.6
Doğal Su İçeriği, Wn, %	35.20	37
Aktivite, A	1.52	4.78
Plastik Limit, PL, %	44	56
Likit Limit, LL, %	92	400
Plastisite İndeksi, PI, %	48	344
Büzülme Limiti, SL, %	10.96	19.2
Tane Boyu Dağılımı	Kil	70
	Silt	24
	Kum	4
Birleştirilmiş Zemin Sınıfı	CH	CH
Üçgen Sınıflama Başına Göre	Siltli Kil	Kil
İçsel Sürtünme Açısı, ϕ (°)	14	7-10
Kohezyon, c (MPa)	0.142	0.012-0.018
Tek Eksenli Sıkışma Dayanımı, (MPa)	0.326	0.31

Bu çalışmada 10 numune üzerinde yapılan deney sonuçları ile Onargan (1995) tarafından yapılan çalışmadan elde edilen sonuçlar karşılaştırıldığında, özellikle taban kabaran kısımdan Onargan (1995) tarafından alındığı belirtilen numunesinin sonuçlarının hatalı bulunduğu görülmüştür. Çünkü Onargan (1995)'in çalışmasındaki numune, bu araştırmada aynı şekilde desandre tabanından alınan 1, 2, 4 ve 9 numaralı örneklerle benzerdir. Bu numuneler üzerinde yapılan deneylerde Onargan (1995) tarafından bulunan değerlerin 2-3 katı hatta daha fazla kil içeriği ve likit limit değerleri bulunmuştur. Bunlar ise kilin şişme potansiyelini belirleyen parametreler arasında yer aldığı için yanlış deney sonuçlarıyla yapılan değerlendirmeler ileride oluşabilecek duraysızlık problemlerinin tahminini olumsuz yönde etkileyecek ve tahkimat sisteminin yanlış belirlenmesine neden olacaktır.

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmadan elde edilen veriler çerçevesinde aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır:

1) Gerek laboratuvar deneylerinin sonuçları, gerekse saha verileri değerlerine göre E.L.İ. Soma Işıklar Desandresi'nin içinde açılmış olduğu birimlerin,

plastisitesi yüksek, oldukça zayıf killi birimler olduğu saptanmıştır. Desandredeki birimlerin yüksek oranda Ca-Na Montmorillonit tipi kil minerali içermesi ve buna bağlı olarak plastisite indekslerinin yüksek olması nedeniyle, az miktarda su alma durumunda, bu birimler plastik duruma geçmektedir. Bu durumda iken kayaçlar, az bir basınç altında bile kalsa kolaylıkla şekil değiştirerek şişmekte ve hacimlerini arttırmaktadır. Su gelirinin fazla olması ve suyun desandre aynasında biriktirilerek kontrolünün iyi bir şekilde sağlanamaması nedeniyle bu durumun Işıklar Desandresinde taban kabarması olarak kendini gösterdiği tespit edilmiştir. Işıklar Desandresinde yapılan inceleme ve gözlemlere göre, şişme basıncının etkisiyle oluşan taban kabarması, aşırı deformasyonların gelişmesine ve yer yer beton tahkimatın deforme olmasına neden olmaya halen devam etmektedir.

2) Numunelerin aktivite değerlerinin yüksek, doğal birim hacim ağırlıkların düşük olması nedeniyle, kazı yapıldıktan sonra açığa çıkan killi birimlerin serbest nem ile temas halindeyken su içeriğini ve hacmini arttırdığı ve bu durumda da şişmenin gerçekleşerek şişme basınçlarını oluşturduğu gözlenmiştir. Arazide yapılan gözlemler ve incelemelere göre tahkimat kurulmadan önce killi birimlerin serbest nem ile temas halindeyken günde yaklaşık 2-3 cm'lik kapanmaya neden olduğu belirlenmiştir. Bu sonuç ise yukardaki düşüncemizi doğrulamaktadır. Şişme sonucu meydana gelen bu basınçlar, tahkimat sistemleri üzerine etkiyerek sonuçta aşırı deformasyonların oluşmasına neden olmaktadır.

3) Desandredeki kayaçların dayanımının, içsel sürtünme açısının ve kohezyonunun düşük olması ve su geliriyle birlikte plastik hale gelmeleri nedeniyle, bu kayaçların üzerlerine yük bindiğinde kolaylıkla yenildiği ve akma şeklinde kendini bıraktığı arazide yapılan gözlem ve incelemelerle tespit edilmiştir.

Tüm bu sonuçlardan da görüleceği üzere, ortamın jeomekanik parametrelerinin iyi belirlenmesi, ileride ne tür duraysızlık sorunlarının oluşabileceğini tahmin etmede çok önemli bir rol oynamakla kalmayıp, yeraltı yapısının tasarımında alternatiflerin geliştirilmesinin gerekliliğini de ortaya çıkarmaktadır. Desandrede yapılan gözlem ve incelemelerde, en fazla deformasyonların tektonik yapıca bozuk, yüksek plastisite ve yüksek şişme potansiyeline sahip kil içerikli (montmorillonit tipli), düşük içsel sürtünme açılı ve kohezyonlu birimleri içeren kesimlerde olması nedeniyle, bu tür birimlerde açıklık açılmadan önce eğer ortam kayaçlarının jeomekanik özellikleri önceden

belirlenmezse, yeraltı açıklığının ömrü boyunca, istenmeyen duraysızlık problemlerinin her zaman kendini göstereceği söylenebilir.

Sonuç olarak zayıf kayalar içinde açılan açıklıklarda aşağıdaki kriterlerin dikkate alınmasını öngörmekteyiz;

Kayacın jeomekanik özelliklerinin yanısıra;

- a) Ortam kayacının tektonik ve sedimantolojik yapısının,
- b) Mevcut tektonik ve benzer jeolojik yapılara göre açıklık ekseninin durumunun
- c) Açıklık güzergahının sondajlarla örneklendirilerek ortamla ilgili diğer tüm bilgilerin önceden belirlenmesi gerekmektedir.

Tüm bu verilerin ışığında tahkimat tasarımıyla ilgili öneriler aşağıdaki gibi özetlenebilir;

a) E.L.İ Soma Işıklar Desandre'sindeki ortam kayalarının jeomekanik özelliklerinin olumsuz etkilerini en aza indirmek için ortamdaki suyun uzaklaştırılarak iyi bir şekilde drene edilmesi gerekmektedir.

b) Su tablasının altındaki kum, çakıl, silt ve yumuşak killerde ve diğer bazı zayıf kayalarda, sıkıştırılmış hava, sönmemiş kireç, çimento enjeksiyonu veya sıvı nitrojen uygulaması ile bu tür zayıf birimlerin dondurulmasının duraylı bir kazı imkanı yaratarak yeraltı suyunun bu tür kayalar üzerindeki olumsuz etkisini azaltacağı ve yeraltı açıklığında jeomekanik etkilerden kaynaklanan duraysızlık problemini azaltacağı düşünülmektedir. Fakat öncelikle laboratuvar çapında deneysel çalışmalar gerçekleştirildikten sonra pilot çapta saha uygulamasıyla bunların denenmesi ve elde edilen sonuçlara göre de Soma Işıklar Desandresindeki gibi zayıf kayalarda kullanılması gerektiği düşünülmektedir.

c) Tam dairesel beton kaplamanın tahkimat sistemi olarak kullanılması ve açıklık güzergahı boyunca tektonik yapının çok iyi incelenmesi gerekmektedir. Şu anda da bu öneriye dönük çalışmalar yazarlar tarafından yapılmaktadır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın gerçekleşmesinde yardımlarını esirgemeyen E.L.İ. Müessese Müdürü Rifat DAĞDELEN'e, eski İşletme Müdürü Ali LÜLECİ'ye, Baş Mühendis Hayri KEBAPÇILAR'a ve Işıklar Desandresinde çalışan tüm mühendis, topoğraf, miracı ve işçilere sonsuz teşekkürleri bir borç biliriz.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

ASTM, 1981, American Society For Testing Materials (Annual Book of ASTM Standards)

Barla, G., 1995, Squeezing Rocks in Tunnels, Int. Sc. of Rock Mechanics, Vol. 2, No. 2&4, pp.44-49

Franklin, J. A., ve Ousseault, M., B., 1989, Rock Engineering, 307-338, Newyork, Mc Grow-Hill Publishing Company.

ISRM, 1981, Basic Geotechnical Description of Rock Masses. ISRM Comission on Classification of Rocks and Rock Masses., Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geo. Abstr. 18: 85-110.

ISRM, 1989, Commission on Testing Methods "Suggested Methods for Laboratory Testing of Argillaceous Swelling Rock", International Journal for Rock Mechanics and Mining Sciences 26(8). 416-426

Kulaksız S. ve Özgenoğlu A., 1993, Slope Stability Problems Associated with Geological Structures in Çan Lignite Mine, Assessment and Prevention of Failure Phenomena in Rock Engineering, pp 567-572

Onargan, T., 1995, The Support Design of Drives in Soft Ground at Soma Işıklar Colliery, Ph.D. Thesis, D.E.Ü. İzmir

Özçelik Y. ve Kulaksız S., 1995, "Soma Işıklar Desandresinde Karşılaşılan Sorunlar; Denenen Tahkimat Şekilleri ve Çözüm Önerileri" T.M.M.O.B. Madencilik Dergisi, Eylül Sayısı.

Özçelik Y., 1995, Soma Işıklar Desandresi Kayaçlarının Jeomekanik Özellikleri ve Tahkimat Tasarımı H.Ü. Fen Bil. Enst. Master Tezi, 174 s.

Selmer-Olsen R., Geotcam and Palmstrom A., Stromme B., 1989, Tunnel Collapses in Swelling Clay Zones, Tunnel & Tunnelling November 1989, 49-51, January 1990, 55-58

Ünver B. ve Kargı M.A., 1995, "Yeni Çeltekte Bolu Yeraltı Ocağı Galerilerinde Meydana Gelen Duraysızlık Problemlerinin Analizi" T.M.M.O.B. Madencilik Dergisi, Haziran Sayısı, pp 3-16

Whittaker B. N., ve Frith R. C., 1990, Tunnelling Design, Stability and Construction, The Institution of Mining and Metallurgy, England, 460 p.

ESKİŞEHİR-KARABURHAN KROM CEVHERİ İÇİN UYGUN YERALTI ÜRETİM YÖNTEMİ SEÇİMİ

Selection of Optimum Underground Mining Method for Eskişehir-Karaburhan Chromite Ore

Ali KAHRİMAN

Yrd. Doç. Dr., C.Ü. Müh. Fak. Maden Müh. Bölümü, 58140 - Sivas

Atilla CEYLANOĞLU

Doç.Dr., C.Ü. Müh. Fak. Maden Müh. Bölümü, 58140 - Sivas

Ahmet DEMİRCİ

Prof.Dr., C.Ü. Müh. Fak. Maden Müh. Bölümü, 58140 - Sivas

Ercan ARPAZ

Kazım GÖRGÜLÜ

Arş.Gör., C.Ü. Müh. Fak. Maden Müh. Bölümü, 58140 - Sivas

ÖZET

Maden rezervlerinin değerlendirilmesinde, uygun yeraltı üretim yöntemi seçimi büyük önem taşımaktadır. Bu bildiride, Eskişehir-Karaburhan krom cevheri için uygun yeraltı üretim yöntemi seçimine dönük araştırma sonuçları sunulmaktadır. Bu kapsamda, arazi ve laboratuvar çalışmaları ile bazı kaya kütle ve malzeme özellikleri belirlenmiş ve kaya birimlerinin sağlamlık sınıflamaları yapılmıştır. Diğer yandan, mevcut işletme verileri kullanılarak cevher modeli tanımlanmıştır. Ayrıca, yeraltı işletmesindeki hazırlıklar ve üretim faaliyetleri incelenerek, delme, kazı, yükleme ve nakliyat gibi birim operasyonların performans ölçümleri yapılmıştır. Daha sonra, elde edilen veriler ışığında uygun üretim yöntemi seçimine gidilmiştir. Değerlendirmeler sonucunda işletme koşullarına uygun üç değişik yöntem (Dolgulu tavan arınlı ayak, Suni tavanlı göçertmeli taban arınlı ayak ve Arakatlı göçertme) seçilmiş ve bu yöntemler farklı rezerv bölümleri için önerilmiştir.

ABSTRACT

The selection of optimum underground mining method is of great importance for the ore reserve evaluation. In this paper, the results of investigation on the selection of optimum underground mining method for Eskişehir-Karaburhan chromite ore have been presented. Within the scope of this study, some rock mass and material properties were determined using field and laboratory tests and also strength classifications of rock units has been done. On the other hand, ore deposit model was described using the available data. In addition, investigating the development works and production system, performance measurements of operations such as drilling, excavation, loading and transportation had been achieved. Then the optimum mining method selection has been carried out in the light of obtained data. At the end of the evaluations, three different mining methods (Cut&Fill, Underhand cut with caving by artificial roof and Sublevel caving) favourable for this mine have been selected and suggested for different reserve areas.

1. GİRİŞ

Bilindiği gibi, maden rezervlerinin değerlendirilmesinde, uygun üretim yönteminin seçimi; ekonomik, teknik ve emniyet açısından büyük önem taşımaktadır. Bu nedenle, diğer parametrelerle birlikte yatağın geometrisi, cevher ve yankayaçların sağlamlık dereceleri yöntem seçiminde belirleyici unsurlar olmaktadır.

Bu çalışmada, Eskişehir-Ankara karayolunun 90. km'sinden itibaren yaklaşık 30 km kuzeyinde yeralan Ege Metal Endüstri A.Ş. Eskişehir-Karaburhan krom sahası için en uygun yeraltı üretim yöntemi seçimine dönük araştırma sonuçları sunulmaktadır. Bu kapsamda, öncelikle bir dizi arazi ve laboratuvar çalışması gerçekleştirilerek sahada yeralan kaya birimlerinin (cevher, tavantaşı ve tabantaşı) sağlamlık dereceleri belirlenmiştir. Bunun yanında, cevher modeli ortaya konulmuştur. Ayrıca mevcut yeraltı işletmesindeki hazırlık çalışmaları ve üretim incelenerek, birim operasyonların performans ölçümleri yapılmıştır. Daha sonra elde edilen veriler ışığında, uygun üretim yöntemi seçilmiştir. Yöntem seçiminde; ilk aşamada 17 değişik risk berisi kriter gözönüne alınarak sahada uygulanabilecek yöntemler için ön seçim yapılmıştır. Yapılan bu ön seçim sonucunda ortaya çıkan yöntemler, ağırlık ve öncelikleri işletme koşullarına göre belirlenen 11 farklı risk ötesi kriter bazında puanlandırılarak nihai üretim yöntemi seçimine gidilmiştir.

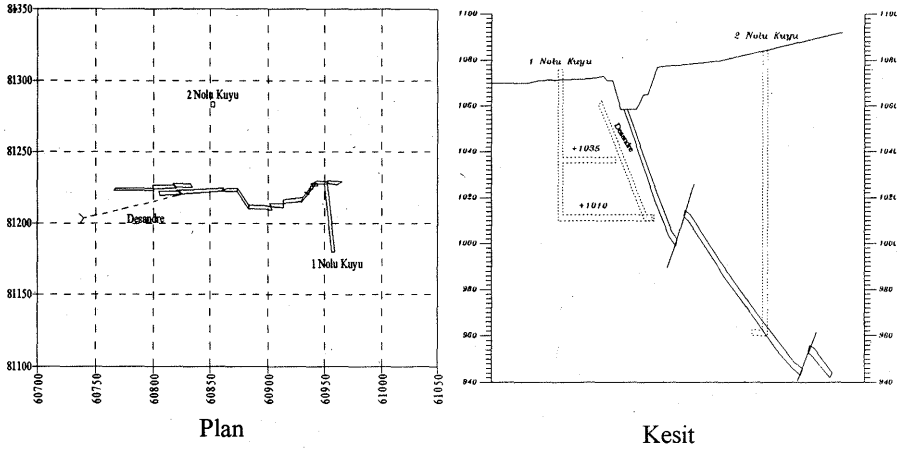
Değerlendirmeler sonucunda işletme koşullarına uygun üç değişik yöntemin uygulanabileceği belirlenmiştir. Mevcut hazırlıklar dikkate alınarak, ortaya çıkan bu yöntemlerin (Dolgulu tavan arınlı ayak, Suni tavanlı göçertmeli taban arınlı ayak ve Arakatlı göçertme) sahanın farklı panolarında uygulanabilirlikleri tartışılmış ve deneme mahiyetinde uygulama önerilmiştir.

2. ARAZİ VE LABORATUVAR ÇALIŞMALARI

2.1. İşletmenin Genel Durumu

2.1.1. Hazırlıklar

Yerinde yapılan incelemeler sırasında; işletmede, +1010 katı ile +1060 katları arasındaki cevherin 25 m aralıklı katlar halinde 20-50 m arasında değişen pano boyu oluşturulmak suretiyle dolgulu tavan arınlı ayak yöntemiyle kazanıldığı görülmüştür. Mevcut hazırlıklar (Şekil 1) ile ilgili belirlenen detay bilgiler Çizelge 1'de sunulmuştur.



Şekil 1. Yapılmış olan hazırlık çalışmaları.

Çizelge 1. Mevcut Hazırlıklar.

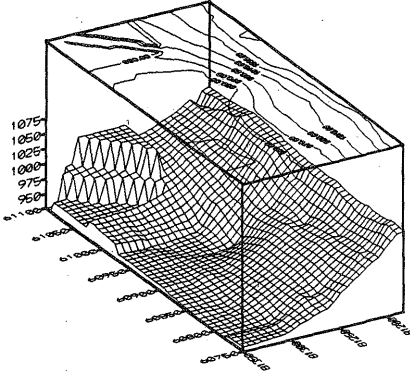
Hazırlıklar	Giriş Kotu	Dip Kotu	Eğim (Derece)	Faydalı Kesit (m ²)	Boyu (m)
Desandre	1060	1010	30	3.5	100
I Nolu Kuyu	1078	1010	Dik	4.5	68
II Nolu Kuyu	1085	1010	Dik	4.0	75
Kat Galerileri (1010 ve 1035)	1010	1010	Yatay	3.5	154
	1035	1035	Yatay	3.5	190

2.1.2. Cevher Geometrisi ve Rezervi

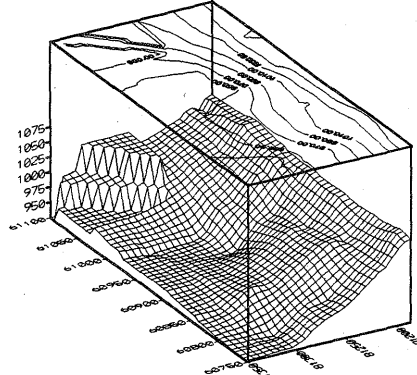
Sözkonusu sahada daha önce yapılmış olan çalışmalardan (sondaj ve imalat) sağlanan veriler yardımıyla, cevher şekli ve geometrisi ile ilgili belirlenen bilgiler aşağıda özetlenmiştir.

- i . Eğim: +1010 ve +1060 kotları arası: 50°-75°, ortalama 65° NE
+960 ve +1010 kotları arası: 40°-50°, ortalama 45° NE
- ii . Kalınlık: 1.5-3.5 m, ortalama 2.7 m (Dar damar).
- iii . Uzanım: 400 m (N 80° W)
- iv . Geometrik şekli: Dar damar
- v . Cevher-yantaş kontakt durumu: Az miktarda dalgalı
- vi . Tenör: Üniform (%24-26)
- vii . Derinlik: Sığ
- viii . Yeryüzü koşulları: II nolu kuyu (Tavantaşında) çevresi dışında tasman yönünden kısıt yok.

Ayrıca, bu veriler bilgisayar ortamında değerlendirilerek cevherin geometrisi 3 boyutlu olarak ortaya konulmuştur(Şekil 2). Rezerv hesabında +960 kotu üzeri için düşey kesit yöntemi uygulanmış ve üretim oranı %80 kabul edilerek üretilabilir rezerv miktarı 230.000 ton olarak belirlenmiştir.



Cevher taban blok diyagramı



Cevher tavan blok diyagramı

Şekil 2. Cevher geometrisi.

2.1.3. Performans Ölçüm ve Gözlem Sonuçları

Yerinde yapılan kronometraj, gözlem ve ölçüm çalışmaları sonucunda yeraltı işletmesi hakkında elde edilen veriler Çizelge 2'de özetlenmektedir.

Çizelge 2. Performans Ölçüm ve Gözlem Sonuçları.

Birim İşlemler	Ölçüm ve Gözlem Sonuçları
Delme - Patlatma (Cevherde)	Delme-patlatma süresi (Ort.) = 4 dk/ton Net delme hızı = 0.189 m/dk Özgül delme = 0.4 m/ton Özgül şarj = 60 gr dinamit/ton; 0.40 kapsül/ton; 0.50 m fitil/ton
Yükleme	Yükleme süresi (Ort.) = 30 dk/ton - kişi
Nakliyat	I Nolu Kuyu (+1010/1078) Kapasitesi = 12 ton/saat (Maks.) = 9 ton/saat (Ort.) II Nolu Kuyu Kapasitesi de aynıdır. Desandre Kapasitesi = 10 ton/saat (Maks.) = 7 ton/saat (Ort.) Kat Galerisi Nakliye Hızı = 36 m/dk (İnsan gücü) Not: 0.5 m ³ vagon kapasitesi kullanılmıştır.
Tahkimat	Tahkimat kurma süresi (1 Bağ) = 30 dk (2 işçi) Birim tahkimat tüketimi = 30 dm ³ /ton
Dolgu	Dolgu süresi (Hazır malzeme) = 15 dk/ton (2 işçi) Dolgu miktarı = 0.5 ton/ton cevher
Havalandırma	Doğal havalandırma (Kapi, crossing, vantüp vs. ile takviye edildiğinde yeterli)
Diğer	Su geliri = 40 - 60 lt/dk Kabarma faktörü (Cevher) = 1.6 Randıman = 1.3 - 1.6 ton/yevmiye

2.2. Arazi ve Laboratuvar Çalışma Sonuçları

Yeraltı üretim yöntemi seçiminde etkili olan parametrelerden birisi de cevher ve yankayaçların sağlamlık dereceleridir. Bu amaçla; gerek arazide, gerekse laboratuvarla kapsamlı bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Elde edilen veriler literatür değerleri ile karşılaştırılarak yorumlanmış; cevher, tavantaşı ve tabantaşının sağlamlık dereceleri belirlenmiştir.

Arazi çalışması +1010 katındaki ana nakliyat galerisinde (1-4 Nolu Oluklar Arası) görülen cevher, tavantaşı ve tabantaşı kaya birimlerinde gerçekleştirilmiştir. Bu çalışma; jeoteknik tanımı, Schmidt çekiç testini, nokta yükleme testini ve kaya mekaniği laboratuvar deneyleri için çalışılan kayaçları temsil ve karakterize eden blok numuneler alınmasını içermiştir. Arazi gözlem ve ölçüm sonuçları toplu halde Çizelge 3'de verilmiştir.

Kaya birimlerinin bazı fiziksel ve mekanik özelliklerini belirlemek amacıyla araziden getirilen temsili blok numunelerinden alınan karotlar üzerinde Uluslararası Kaya Mekaniği Derneği'nin (ISRM) öngördüğü standartlara uyularak (ISRM,1981) gerçekleştirilen deney sonuçları (Demirci vd.,1995; Ceylanoğlu vd., 1993) Çizelge 4'de sunulmuştur.

2.3. Cevher ve Yankayaçların Sağlamlık Derecelerinin Belirlenmesi

Çizelge 3 ve Çizelge 4'te verilen kaya birimlerine ait arazi ve laboratuvar sonuçları, bazı literatür sınıflama sistemlerine göre değerlendirilmiştir. Bu değerlendirme sonuçları Çizelge 5'de toplu halde sunulmaktadır. Aynı Çizelgede +1010 katı için hesaplanan düşey ve yatay arazi gerilmeleri de verilmektedir. Buradan da anlaşılabileceği gibi; gerek cevher, gerekse yankayaçlarda çekme dayanımlarından daha düşük olan yatay arazi gerilmeleri sorun yaratmayacaktır. Kaya sağlamlık derecesi için 6 ayrı sınıf (A. Çok Zayıf, B. Zayıf, C. Orta Sağlamlıkta, D. Sağlam, E. Oldukça Sağlam, F. Çok Sağlam) öngörülmüştür. Kaya malzeme/kütle özellikleri ve sınıflama sistemleri gözönüne alınarak kaya birimlerinin sağlamlık dereceleri bulunmuştur (Çizelge 5). Buna göre, cevher zayıf (B), tavantaşı ve tabantaşı ise orta sağlamlık (C) sınıflarında yer almaktadır.

3. ÜRETİM YÖNTEMİ SEÇİMİ VE TARTIŞILMASI

Uygun üretim yöntemi seçimi birçok parametre gözönüne alınarak yapılmaktadır (Cummins,1973; Hustrulid,1982). Bu parametrelerden başlıcaları aşağıdaki şekilde sıralanabilir.

i. Cevher geometrisi ve şekli (kalınlık, uzanım, eğim, derinlik vb.)/ii. Rezerv miktarı/iii. Tenör ve tenör dağılımı/iv. Cevher-yantaş kontakt durumu/v. Jeolojik ve tektonik yapı/vi. Cevher ve yankayaçların sağlamlık durumu/vii. Su durumu/viii. Yeryüzü koşulları/ix. Ekonomik koşullar

Çizelge 3. Arazi Gözlem ve Ölçüm Sonuçları.

KAYA BİRİMİ	JEOTEKNİK TANIM	Schmidt Çekici Sertliği	Nokta Yüku Dayanımı $I_s(50)$ (MPa)
TAVANTAŞI (1-3 NOLU OLUKLAR ARASI)	Yeşilimsi gri görünümlü, taze, süreksizlikler arası ortalama mesafe 40 cm (30-100 cm) ve süreksizlik düzlemleri genelde 1-2 mm. açıklıkta. Dalgali-düz prüzülükte, yüzeyler kaygan. Orta nemli.	28.20 ± 7.00	2.46 ± 1.09
CEVHER (1-3 NOLU OLUKLAR ARASI)	Koyu gri görünümlü, taze, süreksizlikler arası ortalama mesafe 15 cm (1-20 cm). Dalgali-düz prüzülükte. Orta nemli.	28.30 ± 6.31	3.89 ± 0.91
TABANTAŞI (1-3 NOLU OLUKLAR ARASI)	Yeşilimsi gri görünümlü, taze, süreksizlikler arası ortalama mesafe 40 cm (30-100 cm) ve süreksizlik düzlemleri genelde 1-2 mm. açıklıkta. Dalgali-düz prüzülükte, yüzeyler kaygan. Orta nemli.	24.45 ± 6.24	3.37 ± 0.97
TAVANTAŞI (3-4 OLUKLAR ARASI)	Yeşilimsi gri görünümlü, taze, süreksizlikler arası ortalama mesafe 30 cm (10-60 cm) ve süreksizlik düzlemleri genelde 1-10 mm açıklıkta. Dalgali-düz prüzülükte, yüzeyler kaygan. Orta nemli. Kazı sırasında ortalama blok boyutu 30*40*50 cm.	28.90 ± 9.75	--
CEVHER (3-4 OLUKLAR ARASI)	Koyu gri görünümlü, taze, süreksizlikler arası mesafe 15 cm. Dalgali-düz prüzülükte. Orta nemli. Ortalama blok boyutu 10*10*15 cm.	34.40 ± 8.85	--
TABANTAŞI (3-4 OLUKLAR ARASI)	Yeşilimsi gri görünümlü, taze, süreksizlikler arası ort. mesafe 30cm (10-60cm) ve süreksizlik düzlemleri genelde 1-10 mm açıklıkta. Dalgali-düz prüzülükte, yüzeyler kaygan. Orta nemli. Kazı sırasında ortalama blok boyutu 30*40*50 cm.	27.00 ± 7.97	--

Çizelge 4. Kaya Mekaniği Laboratuvar Deney Sonuçları.

Kaya Birimi	Yoğunluk (gr/cm ³)	Nem Oranı (%)	Suya Dayanım İndeksi (I_{1-2})(%)	Shore Sertliği	Darbe Dayanımı (kgf.cm/cm ³)	Dolaylı Çekme Dayanımı (MPa)	Tek Eksenli Basınç Dayanımı (MPa)	Kohezyon (MPa)	İçsel Sürtünme Açısı (Derece)	Elastisite Modülü (GPa)	Poisson Oranı
Tavantaşı (Dunit)	2.630 ± 0.053 (2.580-2.731)	0.59	99.70 (99.58-99.82)	60.60 ± 3.50	1.157 ± 0.528 (0.508-1.690)	6.85 ± 1.36 (4.48-9.05)	48.77 ± 18.51 (32.03-68.66)	16.36	36.52	20.38	0.318
Cevher	3.244 ± 0.433 (2.807-4.018)	0.46	98.95 (98.93-98.97)	51.50 ± 15.05	8.259 ± 3.301 (3.563-11.290)	6.30 ± 2.14 (3.83-7.68)	40.51 ± 29.35 (24.85-84.53)	6.73	43.04	28.96	0.282
Tabantaşı (Dunit)	2.586 ± 0.022 (2.557-2.626)	0.99	99.76 (99.62-99.90)	53.90 ± 4.89	1.101 ± 0.547 (0.517-1.753)	7.99 ± 1.46 (6.45-10.47)	52.83 ± 25.94 (32.32-95.19)	12.69	34.44	22.77	0.305

* Minimum ve maksimum değerler parantez içinde verilmektedir.

Çizelge 5. Tavantaşı, Tabantaşı ve Cevher Sağlamlık Dereceleri.

Sınıflama	Tek Eksenli Basınç Dayanımı	Schmidt Çekici	Modül Oranı	Suda Dağılma Dayanımı İndeksi	RQD	Decre ve Miller	Çatlaklı Kaya Kütlelerinde Dayanım Diyagramı	RMR (Bieniawski)			Yatay Arazi Gerilmesi σ_H (MPa)	*Sağlamlık Derecesi
								Puan ve Tanım	Kazı Açıklığı (m)			
									Tahkimatsız	A.Göç.		
Kaya Birimi												
Tavantaşı (Dunit)	49 MPa Orta-Düşük Dirençli	(28-29) Az Sert	418 Orta	° 99 Çok Yüksek	72 İyi	Düşük Dayanım (Ortaya Yakın)	Orta Sağlamlıkta	47 Vasat Kaya (III)	2.3 (21 gün)	9 (1.25 gün)	0.902	Orta Sağlamlıkta (C)
Cevher	40 MPa Orta-Düşük Dirençli	(28-34) Az Sert	715 Yüksek	° 99 Çok Yüksek	40 Kötü	Düşük Dayanım	Zayıf Kaya	34 Zayıf Kaya (IV)	1.5 (1.5 gün)	4.8 (0.15' gün)	0.760	Zayıf (B)
Tabantaşı (Dunit)	53 MPa Orta Dirençli	(24-27) Az Sert	431 Orta	° 99 Çok Yüksek	72 İyi	Orta Dayanım	Orta Sağlamlıkta	53 Vasat Kaya (III)	2.6 (76 gün)	11.8 (3.75 gün)	0.848	Orta Sağlamlıkta (C)

σ_v (Düşey Arazi Gerilmesi) = 1.935 MPa (+ 1010 katında)

* Yazarlar tarafından belirlenmiştir.

3.1. Üretim Yöntemi Seçimi

Cevher modeli ile ilgili bilgiler gözönüne alınarak yapılan ön değerlendirme sonucunda ilk aşamada 9 değişik yeraltı üretim yöntemi incelemeye alınmıştır. Söz konusu sahaya uygulanabilecek üretim yöntemlerinin uygunlukları, 17 değişik risk berisi kriter (Demirci, 1982) kullanılarak belirlenmiştir. Ön seçimde kullanılan risk berisi kriterler; herbir yeraltı üretim yöntemi için cevher, tavantaşı ve tabantaşı sağlamlık dereceleri ile işletme koşulları gözönüne alınarak ayrı ayrı değerlendirilmiştir (Çizelge 6). Yapılan bu ön seçim sonucunda aşağıda sıralanan üretim yöntemleri uygulanabilir olarak ortaya çıkmıştır.

- i. Dolgulu Tavan Arınlı Ayak (Cut & Fill)
- ii. Suni Tavanlı Göçertmeli Taban Arınlı Ayak (Underhand Cut With Caving by Artificial Roof)
- iii. Arakatlı Göçertme (Sublevel Caving)

Yukarıda uygunluğu belirlenmiş olan bu üç değişik üretim yöntemi arasından en uygun olan yöntemi belirlemek amacıyla aşağıda sıralanan onbir farklı risk ötesi kriter öngörülmüştür.

i. Mekanizasyon/ii. Konsantrasyon/iii. Selektivite/iv. Fleksibilite/v. Organizasyon vi. Yöntem değişikliği/vii. Cevher kazanımı/viii. Seyrelme/ix. Yatırım hacmi/x. Üretim maliyeti/xi. Risk ötesi emniyet (pano boşluğuna girme, işyerine giriş kolaylığı, tavan altında bulunma, taban stabilitesi, havalandırma sürekliliği).

Yöntem seçiminde istenen amaçlara ulaşabilmek için şirket yetkilileri ile yapılan değerlendirmeler sonucunda bu kriterlerin öncelik ve ağırlıkları belirlenmiştir. Bu öncelik ve ağırlıkların tayininde; yarım matris yöntemi yardımıyla tüm kriterler birbirleriyle mukayese edilmiş ve kriter ağırlıkları suksessif yaklaşım metodu kullanılarak tesbit edilmiştir. Çizelge 7'den de görüleceği üzere, en öncelikli ve ağırlıklı kriter % 17 ağırlık ile üretim maliyeti olmaktadır. Yatırım hacmi ise % 15 ağırlıkla ikinci öncelikli kriter olurken, mekanizasyon % 13 ağırlıkla üçüncü sırada yer almaktadır.

Öngörülen ve ağırlıkları belirlenen bu kriterlerin herbir yöntem için aldıkları değerler (0-10 puan) oluşturulan belirli yargı şemaları kullanılarak belirlenmiştir. Bu değerlendirmede uygun bulunan üretim yöntemlerinin mekanizasyon uygulamalarındaki (LHD) durumu da gözönüne alınmıştır (Çizelge 8). Söz konusu kriterler bazında yapılan değerlendirme sonucunda, en fazla puan alan ilk üç üretim yöntemi; suni tavanlı göçertmeli taban arınlı ayak, arakatlı göçertme ve dolgulu tavan arınlı ayak olarak ortaya çıkmıştır (Demirci vd., 1995).

Çizelge 6. Üretim Yöntemleri Ön Seçimi.

Risk Berisi Kriterler	Yöntemler	Dolgulu Tavan Arınlı Ayak	Ambarlı Ayak	Dolgulu Ambarlı Ayak	Suni Tavanlı Dolgulu Travers Ayak	Dolgulu Travers Ayak	Arakatlı Kazı	Dolgulu Arakatlı Kazı	Suni Tavanlı Göçertmeli Taban Arınlı Ayak	Arakatlı Göçertme Yöntemi
1. Üretim yönteminin yatak geometrisine uygunluğu (Boyutsal uyum).		1	1	1	0	1	1	1	1	1
2. Kazı araçları ile cevher yatağının boyutsal uyumu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
3. Üretim yöntemi ile tektonik yapı arasındaki uyum.		1	0	0	1	1	1	1	1	1
4. Kazı boşluğu ve kazı aracı boyutu ilişkisi.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
5. Üretim yönteminin tavan ve taban düzensizliklerine uyumu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
6. Üretim yönteminin eğim ve eğimdeki düzensizliklere uyumu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
7. Üretim yönteminin yatak içeriğine ve yantaşın akışkanlığına uygunluğu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
8. Üretim yönteminin istenen parça boyutuna uyumu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
9. İşçi ve makinaların taban, tavan göçmelerine ve taş düşmesine karşı korunmuşluğu.		1	0	0	1	0	0	1	1	1
10. İşçi ve makinaların kaya patlamasına karşı korunmuşluğu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
11. İşçi ve makinaların hidrolik tehlikeye karşı korunmuşluğu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
*12. Metodun görünmeyen cevher yataklarını korumaya karşı yeterliliği.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
13. Metodun yeryüzünün bozulma ve kırılmasına karşı yeterliliği.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
14. İşçi ve makinaların patlatma işlemine karşı korunmuşluğu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
15. Yeraltı su tablasının korunması ve kirliliğe karşı korunmuşluğu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
16. Kazı araçlarının cevheri kazanmaya, yüklemeye ve taşımaya uygunluğu.		1	1	1	1	1	1	1	1	1
17. İhtiyaç duyulan kazı boşluğu boyutlarının öngörülen süre için elde tutulabilirliği.		1	0	0	1	0	0	0	1	1
SONUÇ : $\prod_{i=1}^{17}$		1	0	0	0	0	0	0	1	1

0 : Uygulanamaz; 1 : Uygulanabilir * Sondaj verileri doğrultusunda görülmeyen cevher yatakları söz konusu değildir.

Çizelge 7. Nihai Yöntem Seçimine Yönelik Kriter Öncelikleri ve Ağırlıkları.

M E K A N İ Z A S Y O N	K O N S A Y O N	S E L E X T İ V İ T E	F L E X İ B İ L İ T E	O R G A N İ Z A S Y O N	Y Ö N D E Ğ İ M İ	C E V H E R K A Z A N I M	S E Y R E L M E	Y A T I R I M	Ü R E T İ M	R İ S K Ö T E S İ M İ		K R İ T E R L E R	Tercih Fre- kans (w)	Tercih Sırası (r)	Ağırlık (%) (G)
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11					
--	--	--	--	--	-----	-----	--	9	10	-----	1	MEKANİZASYON	9	3	13
1	1	1	1	1	1	1	1	--	-----	1					
--	--	--	--	5	-----	7	8	9	10	11	2	KONSANTRASYON	4	8	6
2	2	2	2	2	2	2	2	--	-----	-----					
--	--	--	4	5	6	7	8	9	10	11	3	SELEKTİVİTE	1	11	2
3	--	--	--	-----	-----	-----	--	--	-----	-----					
--	--	--	5	6	7	8	9	10	11	-----	4	FLEXİBİLİTE	2	10	3
4	--	--	-----	-----	-----	-----	--	--	-----	-----					
--	5	-----	-----	7	8	9	10	-----	-----	5	5	ORGANİZASYON	6	6	9
5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5					
-----	-----	-----	-----	7	8	9	10	11	-----	6	6	YÖNTEM DEĞİŞİKLİĞİ	3	9	5
6	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----					
-----	-----	-----	-----	-----	7	8	9	10	11	-----	7	CEVHER KAZANIMI	8	4	12
7	7	7	7	7	7	7	7	7	7	7					
--	--	--	9	10	-----	-----	-----	-----	-----	8	8	SEYRELME	7	5	10
8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8					
--	--	--	10	-----	-----	-----	-----	-----	-----	9	9	YATIRIM HACMI	10	2	15
9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9					
-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	10	10	ÜRETİM MALİYETİ	11	1	17
10	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10					
-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	11	11	RİSK ÖTESİ EMNİYET	5	7	8
11	11	11	11	11	11	11	11	11	11	11					

$$(n=\text{Kriter Sayısı}; r=n+1-w; G=[2(n+1-r)]/[n(n+1)])$$

Çizelge 8. Nihai Üretim Yöntemi Seçimi

Kriterler ve Ağırlıkları (%)	Mekanizasyon	Konsantrasyon	Selektivite	Fleksibilite	Organizasyon	Yöntem Değişikliği	Cevher Kazanımı	Seyrelme	Yatırım Hacmi	Üretim Maliyeti	Risk Ötesi Emniyet	*Toplam Puan	Uygunluk Sırası
Üretim Yöntemleri	(13)	(6)	(2)	(3)	(9)	(5)	(12)	(10)	(15)	(17)	(8)		
Dolgulu Tavan Arınlı Ayak (Klasik)	2 26	5 30	10 20	6 18	5 45	3 15	10 120	8 80	7 105	2 34	4 32	525	6
Dolgulu Tavan Arınlı Ayak (LHD veya OSL)	10 130	7 42	10 20	6 18	6 54	3 15	10 120	8 80	3 45	3 51	5 40	615	3
Dolgulu Tavan Arınlı Ayak (Scraper)	5 65	7 42	10 20	6 18	6 54	3 15	10 120	8 80	4 60	3 51	5 40	565	5
Suni Tavanlı Göçertmeli Taban Arınlı Ayak (Klasik)	2 26	5 30	7 14	10 30	6 54	8 40	6 72	5 50	8 120	8 120	4 32	588	4
Suni Tavanlı Göçertmeli Taban Arınlı Ayak (LHD)	10 130	10 60	7 14	10 30	10 90	8 40	6 72	5 50	7 105	9 153	5 40	784	1
Arakatlı Göçertme (LHD)	10 130	10 60	5 10	10 30	8 72	7 35	6 72	1 10	8 120	8 136	10 80	755	2

11

$$*Toplam Puan = \sum_{i=1} \text{Kriter Puanı} \times \text{Kriter Ağırlığı}$$

3.2. Uygulanabilecek Üretim Yöntemlerinin Tanıtımı ve Tartışılması

Çizelge 8'den de görüleceği gibi işletme koşullarına en uygun ve en yüksek üç puanı alan yöntemlerin hepsinde de yükleme-taşıma-boşaltma operasyonlarında LHD kullanılması öngörülmüştür. Seyrelmenin nisbeten düşük düzeylerde beklendiği ve dolgunun sözkonusu olmadığı suni tavanlı göçertmeli taban arınlı ayak üretim yöntemi 784 puan ile en uygun (optimum) üretim yöntemi olarak öne çıkmıştır. Ancak seyrelmenin %20'lere kadar çıkacağı kabullenilebilirse arakatlı göçertme yöntemi de çok uygun gözükmektedir.

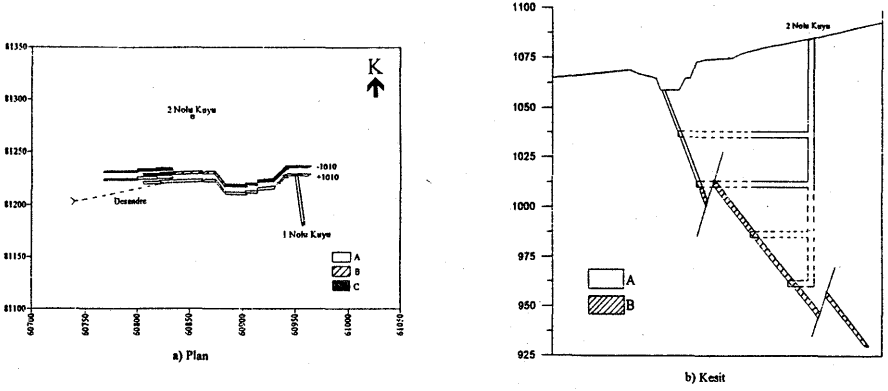
Öte yandan halen uygulanmakta olan dolgulu tavan arınlı ayak üretim yöntemine LHD eklenmesi, paralel delik uygulaması ve dolgu işleminin mekanizasyonu (hidrolik veya pnömatik) gerçekleştirilebilirse, bu yöntem de işletmeye son derece uygun gözükmektedir. Bunun yanı sıra, paralel delik uygulamasında jumbo kullanımı üretim hızını ve randımanını yükseltecektir.

İşletme koşullarına uygun olarak ortaya çıkan bu yöntemlerin tümünde de ana hazırlıklar açısından önemli bir farklılık sözkonusu olmayacaktır. Ancak LHD, jumbo vs. uygulamasında panoların uygun kısımlarında rampaların oluşturulması gerekecektir. Ortaya çıkan bu yöntem seçenekleri, işletmenin mevcut hazırlıkları, cevherin geometrisi, rezerv, cevher ve yankayaçların sağlamlığı, tektonik yapı gibi unsurlar birlikte ele alınmak suretiyle yeniden değerlendirmeye tabi tutulmuştur. Yapılan bu değerlendirme sonucunda herhangi bir yöntemin tüm ocağa uygulanmasının sakıncalı olabileceği kanısına varılmıştır. Bu nedenle ocağın değişik kat ve panolarında farklı yöntem uygulamaları öngörülmüştür. Pano ve katlarda öngörülen yöntemler Şekil 3'de verilmektedir.

Şekil 3'den de görüleceği üzere +1010 katı üzerindeki panoların (A) tümünde ve tavantaşında açılmış olan kuyunun tasman etkilerinden korunması amacıyla kesitte gösterilen panolarda (B) dolgulu tavan arınlı ayak üretim yöntemi öngörülmüştür. Ancak bu yöntemin delme (jumbo), yükleme ve taşıma (LHD veya OSL) ve dolgu (hidrolik) işlemlerinin mekanize hale getirilmesi verimlilik açısından büyük önem taşımaktadır.

Cevherin düşük tenörlü olması ve konsantratör kurulma durumu dikkate alındığında, işletme yöneticilerince seyrelme %20-25'lere kadar önemsiz kabul edilebilirse arakatlı göçertme yönteminde uygun gözükmektedir. Ancak burada uygun görülecek bir panoda deneme işletmesi yapılmasında yarar görülmektedir.

+1010 katı altında yeralan diğer panolarda (C) ise; suni tavanlı (tel hasır) göçertmeli taban arınlı ayak önerilmektedir. Bu yöntemde de birim operasyonlarda yukarıda sözedilen mekanizasyon uygulamaları olmalıdır. Ancak önerilen bu seçeneğin panoların tümüne birden (C) uygulamasına geçilmeden önce işletme yönteminde uygun görülecek herhangi bir panoda deneme mahiyetinde uygulaması yararlı olacaktır. Bu deneme işletmesinde, gerek ortaya çıkabilecek problemlere çözüm aranması gerekse yeni



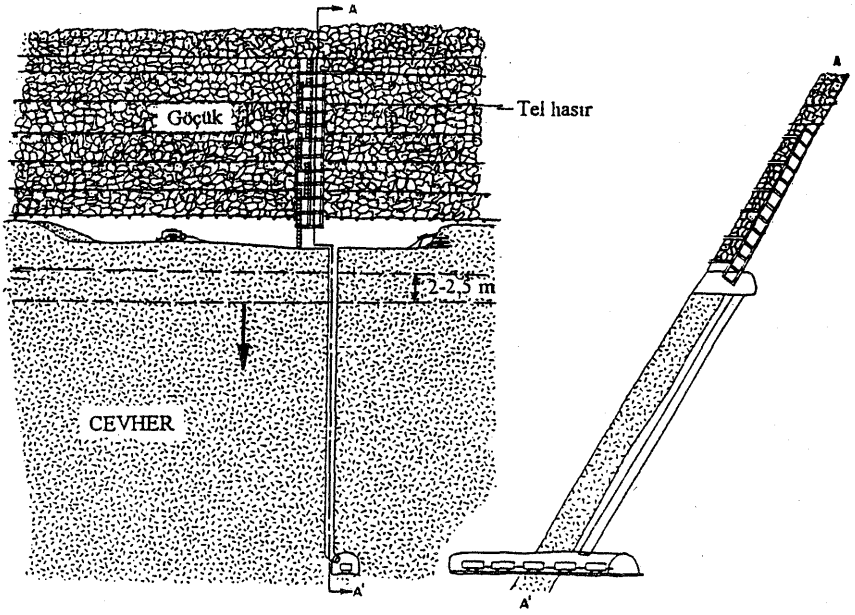
Şekil 3. Ocağın değişik panolarında öngörülen üretim yöntemleri.

sisteme çalışanların adaptasyonu açısından gerek görülmektedir. Önerilen bu yöntemin uygulama biçimi Şekil 4'de verilmektedir. Şekilden de anlaşılabileceği gibi yöntem dolgulu taban arınlı ayak yönteminin benzeridir. Ancak dolgu yerine tavanın göçertilmesi ve bir alt dilime suni tavanla (hasır vs) geçilmesi sözkonusudur. Ayrıca ayak içi tahkimatın tavan ve taban taşına paralel yapılması (çerçeve biçiminde) seyrelme yada ek tavan veya tabantaşı kazısını minimize etmesi açısından gerekli olacaktır.

4. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Ege Metal Eskişehir Karaburhan Krom Sahası yeraltı işletmesi için en uygun üretim yöntem ve koşullarının belirlenmesi amacıyla; yerinde, laboratuvarında ve büroda oldukça yoğun bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Öncelikle imalat ve sondaj verileri kullanılarak yeraltı işletmesi için cevherleşmenin şekli, geometrisi ve rezervi belirlenmiştir. Buna göre yeraltı ocağı üretilebilir rezerv (+960 kotu üzeri) 230.000 ton olarak hesaplanmıştır. Daha sonra cevher, tavantaşı ve tabantaşının literatür malzeme ve kütle sınıflama sistemleri gözönüne alınarak sağlamlık dereceleri belirlenmiştir. Yeraltı projelendirme çalışmaları kapsamında; yapılan değerlendirmeler sonucunda işletme koşullarına uygun üç değişik yöntemin uygulanabileceği ortaya çıkmıştır.

Mevcut hazırlıklar dikkate alınarak, ortaya çıkan bu yöntemlerin (Dolgulu Tavan Arınlı Ayak, Suni Tavanlı Göçertmeli Taban Arınlı Ayak ve Arakatlı Göçertme Yöntemi) sahanın farklı panolarında uygulanabilirlikleri tartışılmış ve önerilmiştir. Ancak son iki yöntemin uygulanmasına geçilmeden önce uygun görülecek panolarda deneme işletmesi yapılması önerilmiştir. Ayrıca yöntemlerin tümünde kazı-yükleme, taşıma ve dolgu işlemlerinde mekanizasyon önerilmiştir. Mekanizasyonla birlikte hedeflenen üretime (100.000 ton/yıl) ulaşıldığında; kuyu kapasitesi zorlanabilecektir. Bu durumda da kuyu nakliyatında iki katlı kafes sistemine ve desandre nakliyatında ise çift tamburlu vinç ve üç



Şekil 4. Suni tavanlı göçertmeli taban arınlı ayak üretim yöntemi.

raylı sisteme geçilmek suretiyle sorun çözümlenebilecektir. Öte yandan deneme işletmelerinin başarılı olması durumunda, rezervin tümünü gözönüne alan ayrıntılı fizibilite etüdü yapılmalıdır.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, bu çalışmayı destekleyen Ege Metal Endüstri A.Ş. Yetkililerine teşekkür ederler.

KAYNAKLAR

- Bieniawski, Z.T., 1989; "Engineering Rock Mass Classifications" , Pennsylvania, USA.
- Ceylanoğlu, A., Görgülü, K., Kahriman A., 1993; "Standart Kaya Mekaniği Laboratuvar Deneyleri Verilerinin Değerlendirilmesi İçin Bir Bilgisayar Programı", Uluslararası Bilgisayar Uygulamaları Sempozyumu, Konya.
- Cummins, A.B., Given, I.A., 1973; "Mining Engineering Handbook" , SME, V1, USA.
- Demirci, A., Ceylanoğlu, A., Kahriman, A., 1995; "Ege Metal Eskişehir Krom İşletmesinde Optimum Üretim Yönteminin Belirlenmesi ve Projelendirilmesi Çalışmaları", Nihai Rapor, C.Ü., Sivas, 155 s.
- Demirci, A., 1982; "Yeraltı Maden İşletmelerinde Kazı Yöntemlerinin Seçimi", Madencilik Dergisi, Cilt 21, No:1-2, 5-19 pp, Ankara.
- Hustrulid, W.A., 1982; "Underground Mining Methods Handbook" SME, USA.
- ISRM, 1981; "Rock Characterization Testing and Monitoring, ISRM Suggested Methods", International Society for Rock Mechanics, 211 p.
- Deere, D.U. and Miller, R.P., 1966; "Engineering Classification and Index Properties for Intact Rock", Technical Report No. AFLN-TR-65-116, Air Force Weapons Lab., New Mexico.

ÇAYIRHAN MEKANİZE KÖMÜR İŞLETMESİNDE UZUNAYAK TAHKİMAT ALTERNATİFLERİ

Alternatives of Longwall Support in Çayırhan Mechanized Coal Mine

Ö. ÜNVER

Maden Yüksek Mühendisi, ANKARA

ÖZET

Bu yazıda Çayırhan Mekanize Kömür İşletmesinde üretimde verimliliği ve tüvenan kömür kalitesini olumsuz olarak etkileyen teknik problemler üzerinde durulmaktadır. Üretimde verimliliği etkileyen en önemli problem alt ve üst damarın aynı anda çalıştırılmasından kaynaklanmaktadır. Alt ve üst uzunayaklar üretim açısından birbirine bağımlı durumdadır. İki damarı birbirinden ayıran ara kesmenin kalınlık itibarıyla bir metreyi bulan kömür panolarında uzunayaklar birbirinden ayrı şekilde ve ayrı tabanyolları ile çalıştırılabilir. Bu durumda uzunayaklar bağımsız olarak ve gerekiyorsa ayrı zaman dilimlerinde çalıştırılarak verim önemli ölçüde artırılabilir. Bu nedenle özellikle pano üretiminde verimliliği olumsuz olarak etkileyen alt damar uzunayağının tahkimat sisteminden kaynaklanan düşük ilerleme hızını artırabilmek ve tavan taşının ayak içine akarak tüvenan kömür kalitesini bozmasını önlemek için, yeni tahkimat siparişinde aranması gereken özellikler irdelenmektedir.

ABSTRACT

This paper considers the technical problems encountered in Çayırhan Mechanized Coal Mine affecting the productivity and Rom coal quality non affirmatively. The simultaneous mining of top and bottom longwalls is the main problem affecting productivity. The top and bottom longwalls are dependent on each other from production point of view. In coal panels where the thickness of sterile band, parting the two seams, is more than one meter, the longwalls can be worked out separately from each other served by separate entries. In such a situation, the productivity may be increased considerably, by independent working of longwalls and, if necessary, mining the seams in different time intervals. Thus, the characteristics that has to be sought in the new hydraulic shields are discussed to improve the low advancing rate of the bottom longwall which results in poor productivity and to avoid the deterioration of the raw coal quality by flushing roof to the coal face.

1.GİRİŞ

Beypazarı Linyit Havzası ,Orta Anadolu'da mevcut en önemli linyit oluşumu niteliğindedir.Miyosen yaşlı linyit,rezerv olarak Türkiye'de bilinen en büyük linyit havzalarından biridir.

Muğla, Orhaneli, Seyitömer, Soma -Deniz gibi linyit havzaları elektrik enerjisi talebini karşılamak üzere geliştirilmiş havzalardır.Bu havzaların rezervleri 30 yılda tüketilecek şekilde projelendirilmiştir.Bilinen havzalar içinde elektrik enerjisi üretimine potansiyel oluşabilecek ve büyük üretim yapmaya elverişli sahalar Afşin-Elbistan ve Beypazarı Linyit Havzalarıdır.Beypazarı Linyit Havzasının,elektrik tüketiminin yoğun olduğu bölgelere yakın olması,anılan havzanın elektrik üretimine yönelik projelendirilmesi için avantaj sağlamaktadır.

Havza;Türkiye Kömür İşletmeleri Kurumu (TKİ) tarafından başlangıçta 420.000 ton/yıl kapasite ile ısınma ve sanayi taleplerine yönelik çalıştırılmış,1986 yılında da 2x150 MW Çayırhan Termik Santralının hizmete alınışı ile kapasite 2.2 Milyon ton/yıl 'a çıkarılmıştır.

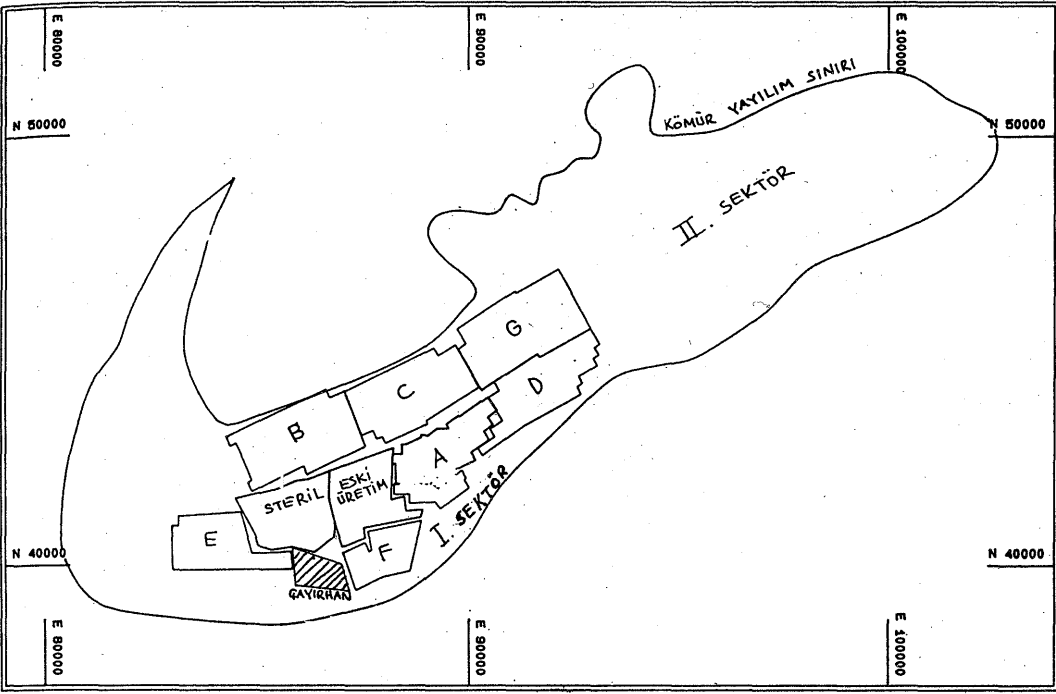
Çayırhan Linyit İşletmesinin ülkemizde yeraltı kömür madenciliğine yeni bir boyut getirdiği şüphesizdir.Bu işletmede tahkimat,kazı,nakliye ve havalandırma da mekanizasyon ve otomasyon modern anlamda gerçekleştirilmiştir.Türk Yeraltı Kömür Madenciliği yürüten kalkan tahkimatı bu işletmede kullanmış ve mühendisler ilk kez yürüten tahkimat ile ilgili her türlü tecrübeyi bu çalışma ile edinmişlerdir.Yeraltında kömür ve malzeme naklinde uzatılabilen bant konveyörler,monoraylar ve özel taşıma sistemleri ilk kez bu işletmede yaygın bir biçimde,otomasyonla kullanılmıştır.Bu işletmede gaz, hava kontrolü ve teçhizat yerüstünde bir merkezden izlenmiştir.Kömür madenciliğinin ana disiplinlerinin tümünde 1980'li yılların modern malzeme ve teçhizatı bu işletmede uygulanmıştır. Bu nedenle Çayırhan İşletmesi diğer kömür madenlerine de örnek teşkil etmiş, bir çok kömür işletmesi Çayırhan'da uygulanan makina ve teçhizatı kullanmak için yeni projeler geliştirmiştir.Ayrıca anılan işletme Türkiye'de kömür madenciliğinde mekanizasyon ve otomasyon alanında bilgi sahibi maden mühendislerinin yetişmesine de büyük katkılar sağlamıştır.

Şüphesiz böyle bir işletmenin meydana getirilmesinde bir çok uygulama zorlukları çekilmiştir.Mühendislerin ve işçinin eğitimi için önemli ölçüde finansal kaynak tüketilmiş ve zaman harcanmıştır.

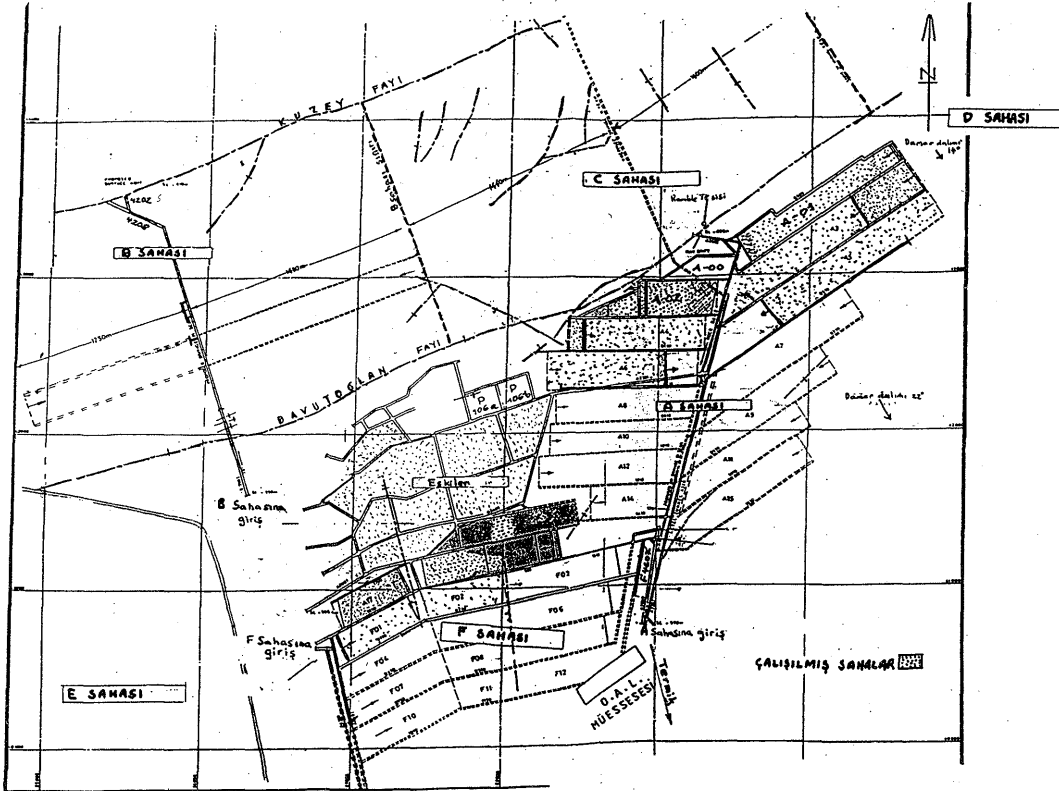
Türkiye'de yeraltı kömür madenciliğinde en yüksek randıman,bütün olumsuzluklara rağmen halen bu işletmeye aittir.Çayırhan İşletmesinde maliyetler yüksektir.Maaliyetlerin düşürülmesi için birçok idari ve teknik meselenin tanımı yapılmıştır.Kömür kalitesinde düşmeler sözkonusudur.Kalitenin spesifikasyona uyumsuzluğu nedeniyle termik santralda teknik problemler yaşanmakta ve satışlar cezalı bedel üzerinden gerçekleşmektedir.Ayak ilerlemeleri düşüktür.İlerlemelerin artırılması ve kömür kalitesinin düzeltilmesi ile ilgili problemler belirlenmiş ve çözümleri de tespit edilmiştir.

Çayırhan İşletmesinde 10 yıllık mekanizasyon ve otomasyon çalışmasının kazandırmış olduğu tecrübeler ve mevcut madencilik sisteminde daha verimli çalışmayı sağlayacak düzenler konusundaki arayışlar,halen uygulanmakta olan sistemin bazı unsurlarında değişiklikler yapılmasını gündeme getirmiştir.Bu yazıda yapılması gereken değişiklikler, daha ziyade tahkimat sistemi yönünden ele alınmıştır.

1995 Yılıının başlarında Çayırhan Termik Santralının tevsi edilmesi amacıyla 3 ve 4 üncü ünitelerinin inşası için yer teslimi yapılmıştır.Yaklaşık olarak 44 ay sonra termik santralin hizmete alınması planlanmaktadır. Tevsii edilen santralin ilave ünitelerinin kapasitesi 2x160 MW



Şekil:(1)-Beypaazarı Havzası Kömür Yayılım Alanı



Şekil:(2)-Çayırhan yeraltı Kömür Madeninin çalıştırılan A ve F Bölümlerinin Yayılım Alanı

olarak tespit edilmiştir. Anılan termik santral bloklarının devreye girmesi ile ilave 2.5 milyon ton/yıl kömür üretilmesi gerekecektir. Böylelikle Çayırhan Kömür İşletmesinde mevcut üretim ile birlikte yılda 4.7 milyon ton kömür üretimi gerçekleştirilecektir.

Çayırhan Mekanize Projesinin özellikleri ve bu projede planlanan değişik mekanizasyon uygulamalarının gerekçelerine geçmeden önce, halen uygulanmakta olan yöntemi kısaca tanımlamak ve bu yöntemde yaşanan teknik problemleri belirlemek faydalı olacaktır.

2. UYGULANMAKTA OLAN YERALTI ÜRETİM SİSTEMİ

Çayırhan Mekanize Kömür Üretim Sistemi ile ilgili ayrıntılı açıklamalar Türkiye Madencilik Bilimsel ve Teknik Kongrelerinde ve Madencilik Dergisinin muhtelif sayılarında yer almıştır (ÜNVER ve ERSEN,1985) , (AYDIN ve FUNNFSTUCK ,1988).Bu nedenle halen uygulanmakta olan üretim sistemine ve ayrıntılarına burada çok kısa olarak değinilmektedir.

Şekil 1'de Beypazarı Linyit Havzasının sondajlı aramalar ve jeofizik çalışmaları ile belirlenmiş bölümleri yeralmaktadır.Halen A ve F bölümlerinde üretim yapılmaktadır.Şekilde görülen B,C,D,E ve G sahaları henüz tam olarak geliştirilmemiştir.Çayırhan Tevsii Projesinin öncelikle B ve C bölümlerinin amejmanı ile gerçekleştirilmesi için çalışmalar başlatılmıştır.

Halen A bölümünde 9 milyon ton,F bölümünde ise 8.6 milyon ton işletilebilir rezerv bulunmaktadır.Mevcut üretim sistemi bu bölümlerde önümüzdeki 9 yıl süresince uygulanacaktır.

Şekil 2'de halen üretim yapılmakta olan A ve F bölümlerinin dizaynı yeralmaktadır.

Yıllık üretimin 1.9 milyon tonluk bölümü tam mekanize iki panoda (4 uzunayak) yapılmakta,üretimin devamlılığını sağlamak amacı ile bir pano (2 uzunayak) yedekte bekletilmektedir.Yıllık üretimin 300.000 tonluk bölümü, hazırlık çalışmalarından elde edilmektedir.

İşletme sistemi olarak geri dönüşlü göçertmeli uzunayak sistemi uygulanmaktadır. Ancak her panoda birbirinden yaklaşık olarak 0.6 ile 2.0 m. arasında değişme gösteren bir arakesme ile ayrılmış olan iki kömür damarı bulunmaktadır.Bu iki kömür damarı **simultane(aynı anda,birlikte)** olarak üretilmektedir.Başka bir deyişle üst damar uzunayağı,alt damarın yaklaşık olarak 30 m ilerisinde ilerlemekte,alt damar uzunayağı ise geriden bu mesafeyi fazla açmamaya özen göstererek takip etmektedir.Her iki uzunayağa giriş tek bir taban ve tavan yolundan sağlanmaktadır.Kömür nakliyesi taban yolundan yapılmakta ve bu taban yolunun yandaki panonun tavan yolu olarak kalabilmesi için göçmeden muhafaza edilmesi gerekmektedir.Her iki damarın da spontane yanmaya karşı olan meyilleri nedeniyle panolar arasında topuk bırakılmaktadır.Ayrıca bir yolun aynı anda iki uzunayağa hizmet vermesi ve bu ayaklarda üretim tamamlandıktan sonra,aynı yolun bir alt panodaki iki uzunayağın hava dönüş yolu olarak muhafaza edilmesi, bu uygulamanın mühendislik açısından en iddali tarafıdır.

Şüphesiz, mühendislik açısından iddali bu uygulamanın yarattığı ekonomik faydalar yanında,teknik açıdan doğurduğu zorluklar da bulunmaktadır.Kısaca izah edilen üretim yönteminde uygulanan kriterler aşağıdaki gibidir :

Çalışma Günü Sayısı : 300 gün
Vardiya Sayısı : 4
Günlük Üretim : 7300 ton

Uzunayak İlerleme Hızı: 3.15 m/gün
Uzunayak Uzunluğu: 220 m
Üst Damar Kalınlığı: 1.50 m
Alt Damar Kalınlığı: 1.70 m
Ara Kesme Kalınlığı : 0.6-2.0 m
Kömürün Özgül Ağırlığı: 1.43 t/m³
Üst Damar Uzunayak Üretimi : 1490 t/gün
Alt Damar Uzunayak Üretimi. : 1680 t/gün
Alt ve Üst Damardan Oluşan
Pano Üretimi: 3170 t/gün
İki Mekanize Panonun
Üretimi:1.900.000t/yıl

Başlangıçta projede mekanize olması yönünden problemli panoların manuel olarak çalıştırılarak,1.9 milyon tonluk üretime, 0.3 milyon tonluk bir katkı sağlaması düşünülmüşse de, ekonomik gerekçeler ile bu düşünce tamamen terk edilmiştir .Halen işletmede mekanize olmayan bir üretim yapılmamaktadır.

Kalınlığı 0.6 ile 2.0 arasında değişen arakesme ile birlikte her iki damarı tam olarak içerecek taban yolu yüksekliği 5.0 m'ye ulaşmaktadır.Bu yükseklikte bir taban yoluna ihtiyaç olmaması ve aşırı boyutlu taban yolunu önlemek amacı ile, tabanda kömür bırakılarak,taban yolu yaklaşık olarak 3.5 m yükseklikte açılmaktadır.Bırakılan kömür,tavan ayak ilerledikten sonra alınmakta ve taban yolu uzun hidrolik direkler ile desteklenmektedir.

Yukarıda belirtildiği gibi,pano alt taban yolları bir sonra alınacak panonun üst yolu (hava dönüş yolu) olarak kullanılmaktadır. Böylelikle,taban yolu açımı minimuma indirilmiş,spontane yangın riski ortadan kaldırılmış,rezerv kaybı önlenmiştir.Ancak taban yollarında bu kullanım imkanı yaratılırken oldukça önemli bir külfet de yüklenilmiştir.Alt taban yolunun bir sonraki panonun tavan yolu olarak kullanılması için galerinin yan tarafı rambledilmektedir. Rample; yüzeyde hazırlanan agrega ve çimento karışımı, pnömomatik olarak sevk edilerek,galerinin göçük tarafına 2.5-3.0 m derinliğinde uygulanmaktadır.Oldukça külfetli ve maliyeti artırıcı olan bu uygulamada herhangi bir aksaklık olması durumunda,(ramble sevk hattında tıkanma,hava yetmezliği,çimento - agrega karışımının nem oranının ayarsızlığı,boru delinmeleri,ramble organizasyonundaki aksamalar vb) kömür üretimi durmaktadır. İki uzunayağın ilerlemelerinin birbirine bağımlı olması ve bu yönde fazlaca bir esneklik yaratılamaması nedeniyle rample çalışmalarındaki aksamalar her iki uzunayakta ilerlemeyi durdurabilmektedir.

Tüm uzunayaklarda yürüyen tahkimat uygulanmaktadır. Tavan ve taban yolların başlarında özel tahkimatlar kullanılmamasından dolayı uygulamada zorluklar çekilmekte, özellikle rample yapılan tarafta yürüyen tahkimat yerine hidrolik direk kullanmak gibi, tabaka kontrolü açısından pek de uygun olmayan durumlar doğmaktadır.

Kullanılan yürüyen tahkimatın ana özellikleri aşağıdaki gibidir:

- 2 Direkli kalkan tahkimat,yekpare sarmalı (solid canopy) , göçük kalkarı kısa,
- Direkler üç kademeli,teleskopik,1200 KN/direk,
- Taban şasesi (plaka) iki parçalı,
- Ağırlığı 6 ton,

- 1.5 m Açıklıkta tahkimat direnci 400 KN/m²,
- Kapalı yükseklik : 800 mm,açık yükseklik : 2200 mm.

Kömür kazısı çift tamburlu kesici ile yapılmaktadır.Kesici aşağıdaki gibidir:

- Ayak zincirli konveyörü üzerinde ve Eicotrack yürüme sistemi ile hareket eden çift tamburlu kesici yükleyici
- Güç : 230 KW
- Yükseklik : 1000 mm
- Uzunluk : 7926 mm
- Hidrolik yürüme sistemi : 2x200 KN
- Maksimum kesme yüksekliği : 2410 mm
- Tabandan kesme derinliği : 250 mm
- Tambur çapı : 1300 mm
- Hava derinliği : 850 mm
- Ağırlığı : 26 ton

Ayak zincirli konveyörünün özellikleri ise aşağıda verilmiştir:

- Yapı : Sigma profil
- Oluk dış genişliği : 732 mm
- Zincir : 25x92 mm,ortadan çift zincir
- Zincir kopma yükü : 2x850 KN
- Zincir hızı : 0.64 m/s
- Motor gücü : 2x132 KW hava soğutmalı,tek hız
- Kapasite : 550 t/saat

3. MEVCUT ÜRETİM SİSTEMİNDEN KAYNAKLANAN TEKNİK PROBLEMLER

3.1. Üst ve Alt Damar Uzunayaklarının Simultane Çalışması

Halen uygulanmakta olan üretim sisteminde üst damar ve alt damar uzunayakları simultane olarak çalıştırılmaktadır.İki damarı birbirinden ayıran ara kesmenin kalınlık olarak genellikle 0.8 m 'nin altında olması A bölümünde bu şekilde çalışmayı zorunlu kılmaktadır. Ayrıca mevcut santrale ve-rilecek kömür kalitesinin özellikleri de bu tür bir çalışmayı gerektirmektedir. Şüphesiz her iki damarın bir arada ve aynı zamanda çalıştırılmasının bir çok avantajları bulunmaktadır:

- Her iki uzunayağa tek bir taban ve tavan yolu gerekmekte,hazırlık çalışmaları yarı yarıya azalmaktadır.
- Kömür kaybı önlenmekte,topuk bırakılmamaktadır.
- Kömür ve malzeme nakil sistemleri tek bir nakil sistemi ile sağlanmaktadır.
- Taban yollarında gereken işçilik yarı yarıya azalmaktadır.
- Her iki uzunayak için havalandırma tek bir yoldan sağlanmaktadır.

sisteminde direkt olarak yer alan uzunayak tahkimat sisteminin irdelenmesi ve tahkimat sisteminden kaynaklanan problemlerin analizi ile sınırlı tutulmuştur.

3.2.1. Tahkimat Sistemi

Uzunayak yürüten tahkimatları ile ilgili temel bilgiler Bölüm 2'de verilmiştir.

Tavan ayak ve taban ayakta çalışan tahkimatların tüm özellikleri aynıdır. Ancak taban ayakta kullanılan tahkimatlarda, have üzerindeki ara kesmenin akmasını ve arın emniyetini artırmak için tavan sarmasının uç bölümüne **flipper - sarma** (tavan sarması ucunda bulunan ve kesim yapıldıktan sonra hidrolik olarak kaldırılabilen, 80 cm uzunluğunda çelik plaka) ilave edilmiştir.

Tavan ayakta mevcut tahkimatın doğurduğu önemli bir problem yoktur. Tahkimatta sorun taban ayakta ortaya çıkmaktadır. Üst damar ile alt damar arasındaki ara kesmenin ince olduğu (80 cm 'den az) A Bölümünün bazı kesimlerinde, tavan ayağı ortalama 30 m mesafeden takip eden taban ayakta, arın kesildikten hemen sonra ara kesme bozulmaya başlamakta, konveyör ve tahkimatların arına ilerletilmesi sırasında tahkimatların arasından ve arındaki tahkimatsız boşluktan tavan taşı akmaktadır. Haveden sonra arındaki tahkimatsız kısmı tahkim etmek amacıyla flipper kaldırılmakta ise de bu işlem en azından kesici makinanın uzunluğu kadar kesim tamamlandıktan sonra yapılabilir. Kesici makinanın uzunluğu kadar bir kazı yaklaşık olarak 10 dakikada yapılabilenkte ayrıca arın konveyörüne **snaking** yaptırılabilmesi (konveyörün arına itilmesinden sonra konveyörün aldığı şekil) için de kesici makınadan geriye doğru yaklaşık olarak 10 m'lik bir kesim yapılmış bölüm gerekmekte, bu işlem de yaklaşık olarak 10 dakikalık bir süre almaktadır. Bu durumda arın kesildikten sonra zincirli konveyörün itilmesi ve tahkimatın ilerletilerek flipperin kaldırılması yaklaşık 20 dakikalık süreyi gerektirmektedir. Bu süre zarfında kesimi yapılmış **tahkimatsız tavanda** (ara kesme) konverjans hızlı bir şekilde gelişmekte, tavan tamamen bozulmaktadır. Flipperlerin tavana sıkılama yükü verme kabiliyetleri olmadığından konverjans önlenememekte, ancak konverjans ile birlikte akan tavan tutulabilmektedir.

Tahkimatın ilerletilebilmesi için tavan sarması bir miktar indirilmekte ancak bundan sonra tahkimat arına çekilebilmektedir. Tahkimatın indirilmesi ve çekilmesi sırasında bozulmuş ve akan bir malzeme niteliğini almış olan ara kesme, tahkimat aralarından ayak içine akmaktadır. Ara kesmenin yürüten tahkimat aralarından ayak içine akması, hem kömür kalitesinin bozulmasına, hem de dökülen tavan taşı içinde kalan tahkimatın arına yürütülmesine mani olmaktadır. Taban ayakta da bu nedenle önemli ölçüde üretim zamanında kayıp meydana gelmekte, işgücü verimi azalmaktadır. Taban ayakta meydana gelen bu duraksama tavan ayağın da ilerlemesini engellemekte ve netice olarak yılda yaklaşık 500.000 ton üretim kaybına neden olmaktadır. Bu üretim kaybı işletmenin üretim kapasitesinin yaklaşık olarak %25' i dir. Taban ayakta kullanılan tahkimatın, mevcut şartlarda akan ve çok zayıf bir tahkimat direnci bulunan tavan taşına uyum gösterememesi nedeniyle işletmede üretim kaybı olmakta, tam kapasite ile üretim sağlanamamaktadır. Çayırhan İşletmesinde üretim maliyetlerinin %85 ' i sabit masraflardır. Bu nedenle, taban ayak tahkimatının uyumsuzluğundan kaynaklanan üretim kaybı, maliyetleri minimum %20 oranında artırmaktadır. Başka bir deyişle, yalnızca taban ayak yürüten tahkimatı rehabilite edilerek tavan taşı akması önlenebilse ve bundan kaynaklanan üretim kaybı ortadan kaldırılabilse, üretim maliyetleri minimum %20 oranında düşürülebilecektir.

Taban ayak tahkimatının uyumsuzluğundan dolayı üretim kaybı kadar önemli ikinci bir husus bulunmaktadır: Taban ayak içine tavan taşının akması kömür spesifikasyonunu önemli seviyede düşürmekte ve termik santrale satışlar cezalı olarak yapılabilir. Taban ayaklarda ara kesmenin kömüre karışması sebebiyle ortalama olarak kalorifik değer 500 kcal/kg seviyesinde düşük

olmaktadır.Bugünkü satış fiyatları ile spesifikasyon değerinin 500 kcal/kg altında kömür verilmesi halinde;

$$\begin{aligned}\text{Fiili Kömür Satış Fiyatı} &= \frac{\text{Fiili Kalorifik Değer}}{\text{Baz Kalorifik Değer}} \times \text{Baz kalorifik Değer Fiyatı} \\ &= \frac{2000 \text{ Kcal/Kg}}{2500 \text{ Kcal/Kg}} \times 1.200.000 \text{ TL/Ton} \\ &= 960.000 \text{ TL/ton 'dur.}\end{aligned}$$

Burada fiili satış fiyatı, mukavele satış fiyatının yaklaşık olarak %20 altında oluşmaktadır.Termik santralin yılda 1.8 milyon ton kömür tükettiği esasına göre,kalorifik değer in mukaveledeki değere göre düşük olması yılda yaklaşık olarak 432 milyar TL tutarında bir kayba neden olmaktadır.

Taban ayak tahkimatının uyumsuzluğunun İşletmeye doğurduğu ekonomik kayıplar; üretim kaybından kaynaklanan %20 maliyet fazlalığı ve kalite bozukluğundan dolayı fiili satış fiyatının ,mukavele satış fiyatının %20 altında oluşması olmaktadır.Bu durumda Çayırhan işletmesinin ekonomik durumunu, taban ayak tahkimatının rehabilitasyonu ile %40 oranında düzeltmek mümkün görülmektedir.

3.2.2. Öneriler

Taban ayaklarda izah edilen tahkimat problemini, bundan kaynaklanan üretim eksikliğini ve kömür kalitesinin bozulmasını çözümlmek üzere, birçok tahkimat imalatçısı ile en ideal tahkimat dizaynı üzerinde görüşmeler yapılmıştır.Ayak tahkimatı ekonomik ömrünü doldurmuş olduğundan, yenilenecek ayak tahkimatında ayak ilerleme hızının artırılması,tahkimatın göçük altında kalmasını , ara kesme ve tavan ayak göçüğünün ayak içine ve yürüyen tahkimatlar arasına akmasını engellemek için, yeni tahkimatlarda aranacak özellikler tartışılmıştır.Mevcut tahkimatlar ile bu iyileştirmenin kısmen yapılabilmesi mümkündür.Mevcut tahkimatlarda kumanda sisteminde yapılacak değişiklik ile veya yeni imal edilecek tahkimatların tavan sıkılama basıncını tamamen ortadan kaldırmadan,başka bir deyişle; tavan sarmasının tavana düşük bir destek sağlayacak biçimde arına çekilmesinin, çalışma şartlarını düzeltereği konusunda fikirbirliği sağlanmıştır.Bu değişikliğin mevcut tahkimatlarda yapılabilmesi için hidrolik kumanda sisteminin değiştirilmesi ve daha güçlü itme-çekme silindiri kullanmak gerekmektedir.

Bu sisteme **tavana temaslı ilerletim (roof-contact advancing)** adı verilmektedir. Mevcut tahkimatlara monte edilen yeni hidrolik kumanda sistemi ve 320 bar'da 33 ton çekme gücü olan silindirler ile ayak içi şartları olumlu olarak etkilenmiştir. Tahkimatlarda yapılan bu değişiklik sonucu aşağıdaki faydalar sağlanmıştır:

- Modifikasyon yapılan tahkimatların bulunduğu kesimlerde tavan taşının bozulmasının önlenildiği ve tavan taşının tahkimat arasından akmadığı gözlenmektedir.
- Tahkimat tavana temaslı biçimde ilerletildiğinden ara kesmenin deformasyonuna mani olunmaktadır.
- Hidrolik kumanda sistemi değişikliği ile hidrolik direkler birbirinden bağımsız olarak kontrol edilebilmekte,böylece sarmanın (tavan plakası) tavan geometrisine uygun olarak yerleştirilmesi mümkün olmaktadır.

- Tahkimatın tavana sıkılması sırasında ara kesmenin sıkılama basınçından dolayı kırılmasını önlemek amacı ile sıkılama basıncı 300-30 bar arasında ayarlanabilmektedir.
- Çok kanallı hidrolik hortum kullanılarak, hortum patlama sorunu büyük ölçüde azaltılmıştır.

Yukarıda belirtilen tüm işlemler mevcut tahkimat sistemi üzerinde yapılabilen iyileştirmelerdir. Ancak Çayırhan İşletmesinde taban ayak tavanında meydana gelen problemlerin tam olarak çözümüne cevap verebilecek tahkimat dizaynı mevcut tahkimatlara göre farklılık içerecektir.

3.2.3. Yeni Tahkimat Dizaynı İçin Kriterler

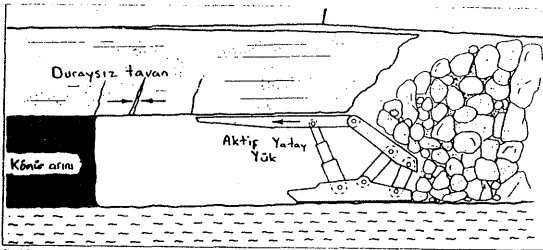
Uzunayak tahkimatı, yaklaşık olarak uzunayak tesis maliyetinin %70' i ni oluşturmaktadır. Bu nedenle tahkimatın şartlara en uygun olacak şekilde dizaynı esastır. Bir uzunayağı yürüten hidrolik tahkimat ile tesis etmek 6-8 milyon dolar arasında değişen bir yatırım gerektirdiğinden şartlara uyumsuz bir seçim yapmak önemli kayıplara neden olacaktır.

Kalkan tahkimatlarda, son yıllarda 4-direkli kalkan tipinden 2-direkli kalkan tipine doğru bir kullanım gözlenmektedir. Tahkimatlardaki maliyetlerin daha ziyade ağırlık, çalışma aralığı ve tahkimat kapasitesi ile ilişkili olduğu anlaşılmaktadır.

İki-direkli kalkan tahkimatın ana özelliği; iki direğin taban şasesini tavan sarmasına irtibatlaması ve direklerin arına doğru hafifçe yatırılması olarak tanımlanabilir. Dört-direkli kalkan tahkimatlarda, dört adet hidrolik silindir bulunmaktadır. İki adet direk tavan sarması ile taban şasesi arasındaki irtibatı sağlar. Diğer iki adet direk ise genellikle göçük sarması ile taban şasesi arasına yerleştirilir. Direkler aksi istikametlere; ön direkler arına doğru, arka direkler göçüğe doğru hafifçe yatırılmıştır.

İki - direkli kalkan tahkimat ile dört-direkli kalkan tahkimatın ana farkı, iki-direkli tahkimatta aktif bir yatay yük yaratılmasıdır. Arına doğru yatırılmış silindirlerin yarattığı yatay yük bileşkesi, sarmayı sürekli olarak arına itmektir. Sarmanın arına doğru itilmesi, tavan taşı ve sarma arasında oluşan sürtünme kuvveti ile aktif bir yatay yük oluşturmakta ve yeni havenin yarattığı tahkimatsız tavan taşını baskı altında tutmaktadır. Son derece kırılğan ve duraysız tavan özelliklerinin bulunduğu ortamda yatayda oluşturulan bu yük, serbest tavanda baskı kuvveti oluşturarak, kırılmaların ve parçalanmaların gelişmesine mani olacaktır. Özellikle Çayırhan İşletmesinde taban ayakta haveden sonra açığa çıkan tavan taşının süratle duraysız hale dönüşmesi, arına doğru yatırılmış iki-direkli kalkan tahkimatın bu özelliği nedeniyle önlenebilir.

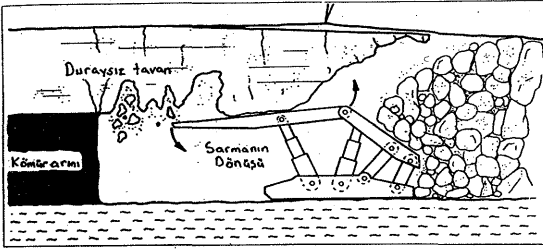
Dört-direkli kalkan tahkimatta çift direklerin ters istikamete yatırılmış olmaları ön ve arka direklerde, ters istikamette yatay yüklerin oluşmasına ve bu iki ters yöndeki yükün birbirini iptal etmelerine neden olacaktır (BARCZAK, 1990).



Şekil 4. İki Direkli Kalkan Tahkimatın Oluşturduğu Aktif Yatay Yük

Tavan taşının, tahkimatın gerisinde ankastre kiriş oluşturma özelliğinin bulunduğu, yüksek basınç gösteren tavanlarda, dört - direkli kalkan tahkimat, daha fazla yük taşıma kapasitesinde olmasının edeniyle avantajlıdır. Dört-direkli tahkimat, özellikleri itibarıyla, ankastre kiriş oluşturan tabakaların denge momentini sağlamaya daha elverişlidir (BARCZAK.1990). Ancak burada sarma sağlam bir tavana oturtulmalıdır. Duraysız ve boşluk oluşturan yalancı tavanlarda, ön ve arka direkler arasında dengeli bir yük dağılımı sağlanamadığından , tahkimatın verimliliği azalmaktadır. Bu tür tahkimatlar boşluk oluşturma kabiliyeti olan yalancı tavanlarda kullanıldığında, sarmanın dönerek tahkimatın devrilmesine neden olması mümkündür.

Yapmış olduğumuz irdeleme sonucu Çayırhan İşletmesinde taban ayaklarda iki-direkli tahkimat kullanmanın dört-direkli kalkan tahkimata göre daha avantajlı olduğu anlaşılmaktadır.



Şekil 5 Dört Direkli Tahkimatın Boşluk Bulunan Tavanlarda Duyarsızlık

Taban ayaklarda ilerleme hızının artırılabilmesi ve bu konuda mevcut tahkimatlar açısından ortaya çıkan engelin aşılabilmesi için yeni tahkimat dizaynında şu hususlar ele alınmalıdır:

- Halen kullanılmakta olan tahkimatlarda, kesimden sonra ortaya çıkan tavanın bozulmasını ve ayak içine tavanın akmasını önlemek amacı ile 80 cm uzunluğunda , kesim yapıldıktan sonra tavana kaldırılabilen kalkan

(flipper-canopy) mevcuttur. Flipperler kesici makinenin boyu kadar kesim yapıldıktan

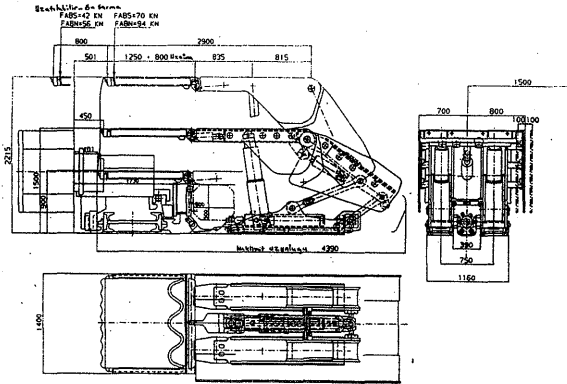
sonra kaldırılabilmekte, geçen süre zarfında (yaklaşık 20 dakika) tavan süratle bozularak ayak içine akmaktadır. Ayrıca flipperlerin tavana sıkılama yükü veremediği, yalnızca tavan hareketi başladıktan sonra akan malzemeyi tuttuğu da bilinmektedir. Bu durumda yeni tahkimat dizaynında kesim yapıldıktan hemen sonra arına açıldığı kadar ileri sürülebilme imkanı bulunan **uzatılabilir ön-sarma (forepoling-canopy)** yer almalıdır. Böylece uzatılabilir ön-sarma ile kesim yapılan arını derhal tahkim etmek ve tavan taşının bozulmasına mani olmak mümkün olacaktır.

- Halen taban ayakta kullanılan kalkan tahkimatların ilerletilebilmeleri için tavan sarmasının bir miktar indirildikten sonra tahkimatın çekilmesi mümkün olmaktadır. Halbuki, tahkimat tavan ile temasını hiç kaybetmeden çekilebilse, tavan taşının kırılmasına ve akmasına mani olunacaktır. Bu konuda Çayırhan İşletmesinde taban ayakta yapılmış olan uygulama olumlu sonuçlar vermiştir.

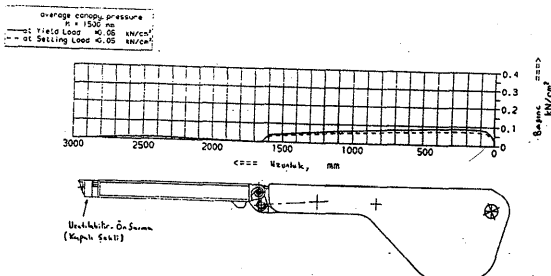
-Tahkimatta her iki direk ayrı ayrı kontrol edilebilmeli, bunu temin için hidrolik kumanda sistemi bu şekilde teçhiz edilmelidir. Böylelikle, tavan sarmasına, tavan geometrisine uyum sağlayacak biçimde şekil verilebilecek ve tavan sarmasının, tavana tam olarak yerleşmemesinden kaynaklanan tavan kırılması ve bozulması problemi çözülmüş olacaktır.

- Göçük sarmasının yan plakasının, yana doğru hareket etmesi sağlanmalıdır. Böylelikle tahkimata yatayla hizalama imkanı yaratılacak ve tahkimatın göçük altından kurtulması ve tahkimat arasından malzeme akması önlenecektir. Söz konusu plakanın, tavan sarmasını da içerecek biçimde ve göçük sarması yan plakası ile birlikte yana doğru hareket etme imkanı da yaratılabilir. Şüphesiz bu durumda tahkimat ağırlığının bir miktar daha artması ve tahkimat maliyetinin yükselmesi beklenmelidir.

Şekil 6 da yer alan uzatılabilir ön sarmalı tahkimatın ,tavan sarmasının sıkılama ve esneme yüklerindeki basınç ve yük dağılımı Şekil 7 de verilmektedir.Şekil 7 nin analizinden de görüleceği gibi tavan sarmasının göçükten itibaren 1650 mm lik bölümüne sıkılama verilebilmekte , mafsaldan itibaren 1250 mm lik uç kısma kadar uzanan sarmaya ve 800 mm uzunluğundaki uzatılabilir ön sarmaya, sıkılama yükü verilememektedir.



Şekil 6. Uzatılabilir-Önsarmalı, Mafsallı, İki-Direkli Kalkan Tahkimatı



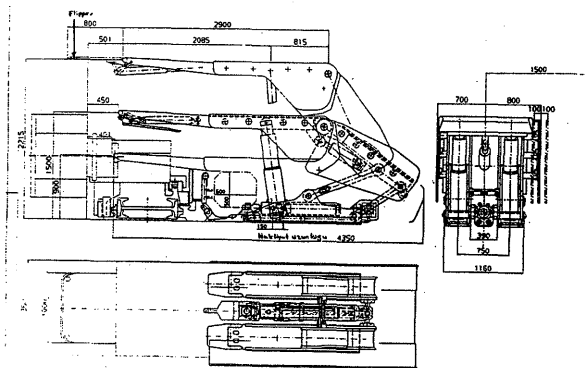
Şekil 7. Uzatılabilir -Önsarma,Masalları, İki-Direkli, Kalkan Tahkimat Tavan Sarması
Basınç Dağılımı

Bunun anlamı; 1250 mm uzunluğundaki ana sarma bölümü, tavan taşındaki konverjansa mani olamamakta, ancak tavanda konverjans başladıktan sonra yük almakta ve tahkimat fonksiyonu görmektedir. Çayırhan İşletmesinde haveden sonra açığa çıkan tavanda, konverjansa fırsat bırakmayacak sürede ve yükte tavan taşına reaksiyon yükü uygulanmalıdır. Böylelikle tavan taşının bozulması önenebilir. Bu hususu sağlamak üzere, tavan sarmasında mafsallın başladığı yerde itici bir piston ile mafsaldan sonraki 1250 mm uzunluğundaki sarma kısmına sıkılama uygulanabilir. Şüphesiz, bu ilave tahkimatın maliyetini artırıcı bir çözümdür. Ayrıca bu durumda Şekil 7 de görülen ana sarma üzerindeki yük dağılımı değişecektir.

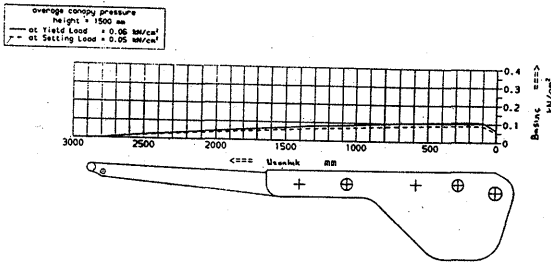
Uzatılabilir ön-sarmalı ve mafsallı tahkimat yerine, tavan taşındaki konverjansa başlangıçta direnç gösteren bir sarma şekli olarak, rijit (yekpare) sarmalı, iki-direkli kalkan tahkimat önerilebilir. Şüphesiz bu tip tahkimat dizaynı da, Çayırhan İşletmesi taban ayak için belirlediğimiz kriterleri sağlamaktadır. Ayrıca bu tip tahkimatın, uzatılabilir ön-sarmalı ve mafsallı tahkimata göre imalat masrafı daha düşüktür. Şekil 8 de yeralan rijit sarmalı tahkimatın, tavan sarmasının sıkılama ve esneme yüklerindeki basınç dağılımı Şekil 9 da verilmektedir. Şekil 8 ve 9 un analizinden görüleceği gibi tavan sarmasının göçükten itibaren tümüne sıkılama yükü verilebilmektedir. Böylelikle, haveden sonra tahkimat tavana temaslı olarak çekilebilmekte, sıkılama yükü uygulanmakta ve tavanda deformasyon ve konverjans imkanı önlenmektedir.

Rijit sarmalı kalkan tahkimatın Şekil 8 de görülen flipper'i iptal edilerek, onun yerine, sıkılama basıncı uygulanabilir özellikte, uzatılabilir ön sarma tesis edilebilir. Bu modifikasyon için rijit sarmasının dizaynında değişiklik ve uzatılabilir ön sarmaya itme çekme hareketi sağlayan bir piston ile bu konstriksiyona sıkılama basıncı uygulamaya yarayan ikinci bir piston ilave etmek gerekir.

Yukarıda belirttiğimiz özellikler; rijit sarmaya uzatılabilir ön-sarma ilavesi ve buna sıkılama imkanı yaratılması imalat açısından zorluklar doğurduğu anlaşılmaktadır. Rijit sarmaya uzatılabilir ön-sarma ilavesinin sarmasının konstriksiyonunu büyüteceği, tahkimatın ağırlığını ve maliyetleri önemli ölçüde artıracak anlaşılmaktadır. Bu engelleri ortadan kaldırmak üzere rijit sarmalı kalkan tahkimatta tahkimat ilerletim sisteminde değişiklik yapmak gerekmektedir. Bu değişiklik ile haveden sonra zincirli konveyörün arına itilmesi ve onu takiben tahkimatın ötelenmesi yerine, haveden hemen sonra tahkimat arına çekilmekte, zincirli konveyör ise, kesici ayak içindeki tüm ayak boyunca kazıyı tamamladıktan sonra, bir defada arına itilmektedir. Tahkimat ilerletim sisteminde uygulamadaki bu farklı yaklaşım ile aşağıda belirtilen avantajlar sağlanmış olacaktır.



Şekil 8. Rijit-Sarmalı İki-Direkli Kalkan Tahkimat



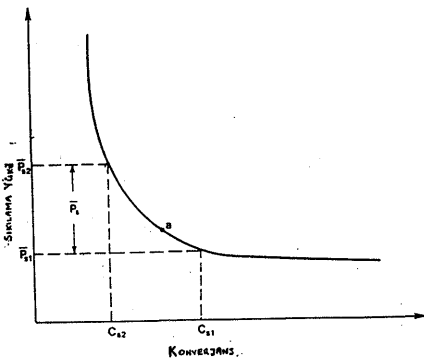
Şekil 9. Rijit-Sarmalı, İki-Diraklı,Kalkan Tahakkimatın Tavan Sarması Basınç Dağılımı

-Kazıdan hemen sonra tahkimat, kazı deriliği kadar (800) mm arına itilmektedir. Bu durumda kömür arını ile tavan sarması ucu arasında yaklaşık (350) mm tahkimatsız tavan bulunmaktadır.Böylelikle, duraysız tavan, kazıdan hemen sonra konverjansa engel olacak seviyede tahkim edilmekte, tavan taşı bozulmamakta, tavanı kontrol kolaylaşmakta, tavan taşının ayak içine akması önlenmektedir.

-Arın zincirli konveyörüne snaking yaptırılmamaktadır.Böylelikle konveyörün oluk, palet ve zincir aşınması azaltılmakta, konveyör harekete geçerken zorlanmamaktadır. Ayrıca arın konveyörü, have bittikten sonra bir bütün olarak arına itildiğinden, konveyörün ana yapısı olan profil deforme olmamakta, daha uzun çalışma süresi sağlanmaktadır.

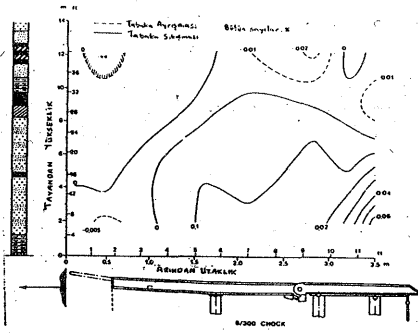
Tüm bu noktaya kadar ifade ettiğimiz kriterler, Çayırhan İşletmesi alt damar uzunayak sistemlerindeki aksamaların gözlenmesi sonucu ortaya çıkmaktadır. Konu bir kez de teorik anlamda incelendiğinde, gözlemler ile teorinin uyumlu olduğu görülmektedir.

Şekil 10 da tavan sıkılama yükü ile tavan konverjansı arasındaki ilişki görülmektedir.



Şekil 10. Sıkılama Yüğü-Tavan Konverjansı

Tavan konverjansının, sıkılama yük yoğunluğu ile ilişkisi hiperbolik bir egridir. Burada (a) noktasının solunda konverjansa ufak bir değişim sıkılama basıncında büyük bir artışa neden olmaktadır.



Şekil 12. Tahkimat Yük Yoğunluğunun 0.05 den 0.42 MPa'ya(4.73kg/cm²) Arttırıldığında Tavana Oluşan Gerilim Eşğrileri

Özellikle Çayırhan İşletmesi şartlarında ,burada dikkat edilmesi gereken bir husus bulunmaktadır.Bazı işletme mühendisleri, sıkılama basıncının artırılması halinde ,kalınlığı 0.5- 0.6 m olan taban ayak tavanının, sıkılama basıncına mukavemet gösteremeyerek kırılacağı ve oluşturulması istenen yekpare tavan kirişinin bozularak akan malzeme haline dönüşeceğiinden endişe etmektedirler . Bu husus dikkate alınarak, yeni tahkimatlarda hidrolik kumanda blokları vasıtasıyla sıkılama basıncının değişik uygulamaları gözlenmeli ve ara kesme kalınlığının durumuna göre sıkılama basıncı değiştirilebilmelidir.

4 SONUÇ

Çayırhan Mekanize Kömür İşletmesinde yaklaşık olarak 10 yıllık bir mekanizasyon tecrübesi mühendislik bilgimizin gelişmesine katkılarda bulunmuştur. Bu bilgi ve tecrübe ile mekanizasyonda yeni düşünceler ve uygulamalar, yeraltı kömür madencilliğimize yeni boyutlar kazandıracaktır.

Özellikle Çayırhan Tavsii Projesinin ele alındığı bugünlerde, mevcut verimliliğin artırılmasının teknik yolları hemen hemen tümü ile belirlenmiştir.

Çayırhan Yeraltı İşletmesinde alt ve üst kömür damarlarının simultane olarak çalıştırılması, başlangıçta avantaj olarak görülmüş olamakla birlikte, yaşanan zorluklar karşısında, iki damarı birbirinden ayıran ara kesme kalınlığının 0.8 m 'nin üzerinde olduğu bölümlerde , iki damarı birbirinden bağımsız ve değişik zaman dilimlerinde çalıştırmanın daha uygun ve verimliliği artırıcı bir sistem olduğu düşünülmektedir.

Panolar arasında oluşan taban yollarının tutulması ve kömür kaybının önlenmesi açısından uygulanan; galeri yanlarının ayak göçüğüne doğru 2.5-3 m genişliğinde ramble yapılması, oldukça külfetli ve verimliliği düşüren bir sistem olarak ortaya çıkmaktadır.

Bu tecrübelerin ışığında Çayırhan Tavsii Projesinde ara kesme kalınlığının 0.8 m' nin üzerinde olduğu, B Sahasında, iki damarın birbirinden bağımsız ,değişik zaman dilimlerinde,ayrı ayrı çalıştırılması öngörülmektedir. Ayrıca ara kesme kalınlığının ince olduğu C Sahasında iki damarın

tek uzunayak olarak projelendirmesi yapılmaktadır. Bu yazı kısa tutulabilmek açısından, yukarıda belirtilen hususların irdelenmesinden ziyade, halen taban uzunayağında tahkimat nedeniyle yaşanan zorlukları ortadan kaldırmak için yeni tahkimat dizaynı konusunda görüşler belirtmektedir.

Çayırhan Kömür İşletmesinde kullanılan uzunayak tahkimatları, tavan ayakta herhangi bir sorun yaratmamaktadır. Taban ayaklarda ise uzunayak tahkimatının uyumsuzluğundan dolayı, üretim kaybı ve kömür kalitesinde bozulmalar olmaktadır. Bu olumsuzlukların İşletmenin ekonomik yapısını % 40 oranında etkilediği düşünülmektedir. Bu nedenle taban uzunayaklarda verililiği artırıcı düzenlemeler hemen yapılmalıdır.

Tahkimatta aranacak ana özellikler şunlar olmalıdır:

- Tahkimatlar iki direkli, uzatılabilir ön-sarmalı veya rijit sarmalı tipte olmalı, tavan sarması olabilecek maksimum uzunlukta olmalıdır. Böylece tavanın tahkim edilmemiş kısmı minimum kalacaktır.
- Rijit sarmalı tahkimat kullanıldığında,uzatılabilir ön-sarmanın ilavesi maliyet açısından uygun bulunmazsa, tahkimatın ilerletim şekli değiştirilerek **tahkimatsız arın** minimuma indirilebilir.
- Tahkimat boyutlandırılmasında; haveden sonra, tahkimatın uzatılabilir ön-sarması uzatıldığında ve tahkimat ötelendiğinde, sarma ile arın arasındaki **tahkimatsız mesafe** tahkimat duraylılığını sağlamak koşulu ile minimum olmalıdır.
- Tavan sarmasına, ara kesmeyi parçalamayacak seviyede sıkılama yapılmalıdır. Bu sıkılamanın tavan sarmasının tüm uzunluğunca,arına kadar uygulanabilmesi faydalı olacaktır.
- Tahkimatın ilerletilmesi,tavan sarmasının tavan ile teması ve düşük bir sıkılamanın uygulandığı ortamda yapılmalıdır. Böylelikle ilerletim sırasında tavanın tamamen duraysız şekle dönmesi önlenmiş olacak ve tavan taşının ayak içine akması giderilecektir.
- Tahkimatın göçük ve tavan sarmalarının yanlarında, hidrolik olarak kumanda edilen plakalar tesis edilmelidir.Böylelikle hem tahkimata istikamet ve yatay hareketler vermek mümkün olduğu gibi,hemde akan tavan taşının tahkimatlar arasından ayak içine boşalması önlenmiş olacaktır.
- Tavan sarmasının, tavan yüzeyine tam olarak temas etmesini sağlamak amacı ile hidrolik direkler ayrı ayrı kumanda edilebilmelidir.
- Yukarıda belirtilen bu tahkimat fonksiyonlarını sağlayacak hidrolik kumanda sistemi basit, kullanışlı ve en gelişmiş malzemeden imal edilmiş olmalıdır.Ayrıca hidrolik hortum miktarını ve masrafını azaltmak amacı ile çok hatlı hidrolik hortum kullanılması faydalı görülmektedir.

Uzunayak verimliliğini artırabilmek açısından , kesici yükleyici makinada ve ayak konveyöründe burada belirtilmeyen değişikliklere gidilmesi faydalı olacaktır. Ancak bütün bu hususlardan önemli olanı, mühendislik planlama ve nezaret sisteminin etkinleştirilebilmesi ve mekanize sistemin ihtiyaçlarını zamanında karşılayıcı ikmal düzeni oluşturulmalıdır.

KAYNAKLAR

- Ünver, Ö., Ersen, A., 1985, Beypazarı Tam Mekanize Yeraltı Linyit Projesi, Türkiye Madencilik Bilimsel Teknik 9. Kongresi.
- Aydın, Y., Fünfstück, J., 1988, Beypazarı Projesi Raporu, Türkiye 6. Kömür Kongresi.
- Barczak, T.M., 1990, Selecting the Right Shield Support, Eng,nnering and Mining Journal, May.
- Peng, S.S., 1984, Longwall Mining, John Wiley and Sons.

UZUNAYAKLARDA TAMAMLANMIŞ EŞDEĞER KATILIK MODELİ VE TAHKİMAT-TABAKA ETKİLEŞİMİ

Completed Equivalent Stiffness Model and Support-Strata Interaction in
Longwall Faces

Yrd.Doç.Dr. Reha Özel

Cumhuriyet Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 58140, Sivas

Doç.Dr. Erdal Ünal

Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 06531, Ankara

ÖZET

Uzunayak madenciliğinde uygun bir ayakçı-tahkimat-türü seçiminde ve yürüyen tahkimatların çalışma performansının değerlendirilmesinde, tahkimat ve çevredeki kaya tabakaları arasındaki etkileşim mekanizması çok önemlidir. Buna rağmen bu mekanizma şimdiye kadar yeterince anlaşılmış değildir.

Bu bildiride öncelikle konuyla ilgili olarak literatürde verilen bazı yaklaşımlar özet olarak değerlendirilmiş, daha sonra da "eşdeğer sistem katılığı" kavramına dayanan yeni bir tahkimat-tabaka etkileşim modeli ortaya konulmuştur. Bu model üzerinde duyarlılık analizleri yapılarak modeli oluşturan arın kömürü, yalancı tavan, taban, tahkimat ve göçük malzemesinin toplam sistem katılığı üzerindeki etkileri incelenmiştir.

ABSTRACT

In longwall mining, the mechanism of the support-strata interaction is very significant especially in selection of a suitable face-support-type and in evaluation of the working performance of the power supports. This mechanism, however, has not been adequately understood yet.

The study presented in this paper includes a brief evaluation of the earlier studies given in literature, and then describes a new support-strata interaction-model, developed based on the "equivalent system stiffness" concept. This model includes the solid coal, immediate roof, floor, support, and gob as structural parameters. Using this model, a series of sensitivity analyses were carried out in order to clarify the effect of each parameter on the total system stiffness.

1. GİRİŞ

Son yıllarda uzunayaklarda kullanılan, modern yürüyen tahkimat türlerinde hissedilir artışlar olmasına ve tahkimat sistemlerinin seçiminde tahkimat-tabaka etkileşiminin kritik bir faktör olduğunun bilinmesine rağmen bu mekanizma henüz tam olarak anlaşılabilmiş değildir. Bunun en güzel kanıtı aynı madencilik koşullarına sahip bir çok ocakta, çok farklı tipte tahkimat türlerinin kullanılmasıdır (Barczak, 1990). Bu çalışmada sunulan ve yazarlar tarafından geliştirilen Tamamlanmış Eşdeğer Katılık Modeli (TEKAM) tahkimat-tabaka etkileşim kavramının eksik olan boyutunu tamamlamaktadır.

2. ÖNCEKİ ÇALIŞMALARIN DEĞERLENDİRİLMESİ

Geçmiş yıllarda, uzunayaklardaki tahkimat-tabaka etkileşimi, tahkimat üzerinde oluşmuş, serbest bir kaya bloğu şeklinde modellenerek açıklanmaya çalışılmıştır (Wilson, 1975). Bu yaklaşımda, ayak içi konverjansı tahkimat direnci ile kontrol edilmekte ve tahkimat sıkılama yükü ile tahkimat üzerinde oluşan yük arasında kuvvetli bir ilişki olduğu varsayılmaktadır. Ayrılmış blok kavramı, ana tavanın hareketiyle oluşan konverjansı göz önüne almamaktadır. Yine bu yaklaşıma göre serbest tavan bloğuna tahkimat tarafından yeterli derecede bir reaksiyon kuvveti uygulanırsa, tavan hareketinin tamamıyla durdurulabileceği varsayımı yapılmaktadır. Ancak, yapılan ölçümler ve gözlemler (Ashwin, 1970 ve Peng ve Chiang, 1984) yapılan bu varsayımın yanlış olduğunu ve sıkılama yükü ne olursa olsun sabit bir konverjans değerinin her zaman var olduğunu ortaya koymuştur.

Daha sonraları uzunayak tahkimat-tabaka etkileşimi Smart ve Redfern (1986) ve Peng a Hsiung (1987) tarafından "eşdeğer katılık sistemi" (equivalent stiffness) şeklinde modellenerek açıklanmaya çalışılmıştır. Bu modele göre

tavan, arın kömürü, tahkimat ve göçük sahasındaki malzemeyi içeren üçlü bir sistem tarafından taşınmaktadır. Sistemi oluşturan herbir eleman birbirine paralel hareket eden yaylarla gösterilmiştir.

Bu yaklaşımda ayak içi konverjansı ve ana tavan hareketiyle oluşan ikincil tahkimat yükleri oldukça iyi bir şekilde açıklanabilmektedir. Ancak, bu modelde yalancı tavan ve tabanın durumları dikkate alınmamaktadır. Gerçekte ise bu yapısal elemanların davranışları tahkimat basıncına bağlı olarak değişebilmektedir.

Amerikan Maden Bürosu (USBM) araştırmacıları yeni bir "eşdeğer katılık sistemi" kavramını getirmişlerdir (Barczak ve Oyler, 1991). Bu sistemde yalancı tavan ve taban tabakaları gözönüne alınmıştır. Amerikan Maden Bürosu'na göre (Şekil 1) tahkimat, yalancı tavan ve tabanla birlikte seri bir eşdeğer katılık sistemi oluşturmaktadır. Sistemin eşdeğer katılığı ise bu üçlü seri sistemin arın kömürü ve göçük malzemesinin katılımıyla paralel bir katılık sistemi oluşturmasıyla açıklanmaktadır. Buna göre toplam sistem katılığı Eşitlik 1'de verildiği gibi olacaktır.

$$K_{es} = \frac{1}{\frac{1}{K_r} + \frac{1}{K_s} + \frac{1}{K_f}} + K_g + K_c \quad (1)$$

burada,

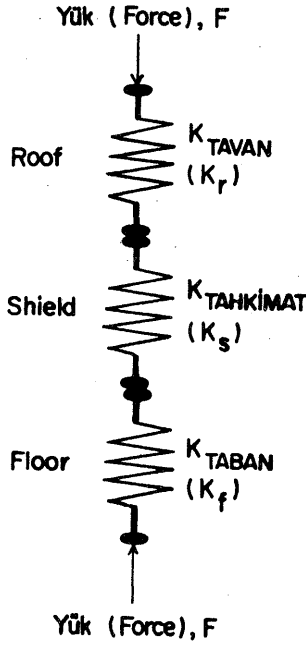
K_r : yalancı tavan katılığı

K_c : arın kömürü katılığı

K_s : tahkimat katılığı

K_g : göçük malzemesi katılığı

K_f : taban katılığı'dır



Şekil 1: Tahkimatın Tavan ve Tabanla Oluşturduğu Seri Katılık Sistemi (Barczak, 1990)

Buradan da anlaşılacağı gibi, üçlü seri sistem arın kömürü ve göçük malzemesiyle bir önceki yaklaşımda olduğu gibi paralel hareket etmekte ve herbirinin toplam katılık üzerine etkisi aynı oranda olmaktadır. Bununla birlikte, yalancı tavan veya tabanın zayıf olması durumunda ve göçük sahasında dolgu malzemesi kullanılmadığı durumlarda diğer iki parametrenin katılıkları düşük olacağından toplam sistem katılığı büyük oranda arın kömürü katılığına bağlı kalmaktadır.

Bu sistem,yalancı tavan ve tabanın tahkimatla etkileşimini dikkate alması nedeniyle daha gerçekçi görünmektedir. Ancak, bu yaklaşımda da yalancı tavanın ve tabanın tahkimatla etkileşimi değerlendirilirken, bunların arın kömürü ve göçük malzemesiyle olan etkileşimleri ayrıca düşünülmemiştir.

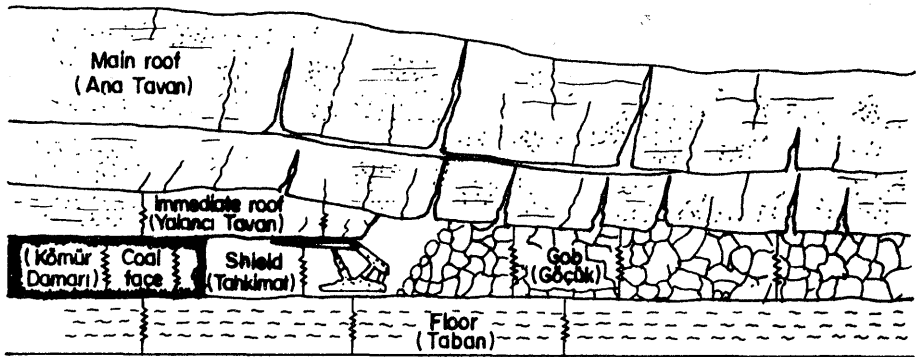
3. GELİŞTİRİLEN TAHKİMAT-TABAKA ETKİLEŞİM MODELİ: "TAMAMLANMIŞ EŞDEĞER KATILIK MODELİ (TEKAM)"

Bu çalışmada daha önce anlatılan modellerin eksiklikleri göz önüne alınarak geliştirilen yeni bir "Tamamlanmış Eşdeğer Katılık Modeli" anlatılmaktadır. Model Şekil 2'de gösterildiği gibi, ana ve yalancı tavan, taban, tahkimat, arın kömürü ve göçük malzemesi katılıklarını kapsamaktadır. Katılıklara dayandırılan bu modelde taşıyıcı elemanlar üzerindeki kuvvetler deplasmanların bir fonksiyonu olup sistemin katılığı Eşitlik 2'deki gibi ifade edilmektedir:

$$K_{sistem} = \frac{F_{sistem}}{C_{sistem}} \quad (2)$$

burada,

- F_{sistem} : tavan ve tabandan gelen yükler
- K_{sistem} : sistem katılığı
- C_{sistem} : Konverjans'dır.



Şekil 2: Tabaka-Tahkimat Eşdeğer Katılık Sistem Modeli

Oluşturulan modelin toplam eşdeğer katılığını bulmak için birbirlerine paralel ve seri olarak bağlanmış elemanların katılıklarını ayrı ayrı değerlendirmek gerekir. Buna göre, tahkimat ve arın kömürünün paralel olarak hareket ettikleri için bu ikisinin eşdeğer katılığı Eşitlik 3'de verildiği gibi olmaktadır.

$$K_{cs} = K_c + K_s \quad (3)$$

Arın kömürü ve tahkimat yalancı tavanla seri olarak bağlanmış durumdadır. Buna göre, üç elemanın eşdeğer katılığı Eşitlik 4a ve b'de verildiği gibi olacaktır.

$$\frac{1}{K_{CSR}} = \frac{1}{K_{cs}} + \frac{1}{K_r} \quad (4a)$$

$$K_{CSR} = \frac{K_{cs}K_r}{K_r + K_{cs}} = \frac{(K_c + K_s)K_r}{K_r + K_c + K_s} \quad (4b)$$

Eşdeğer kömür, tahkimat ve yalancı tavan katılığı ise göçük malzemesi katılığı ile paralel etki göstermekte ve bunların eşdeğer katılığı da Eşitlik 5a ve b'de verilmektedir.

$$K_{CSRG} = K_{CSR} + K_g \quad (5a)$$

$$K_{CSRG} = \frac{(K_c + K_s)K_r}{K_r + K_c + K_s} + K_g = \frac{(K_c + K_s)K_r + K_g(K_r + K_c + K_s)}{K_r + K_c + K_s} \quad (5b)$$

Son olarak, yukarıda katılıklarından söz edilen elemanlar tabanla seri olarak bağlı bir sistem oluşturmakta olup, sistem eşdeğer katılığı Eşitlik 6a ve b'de verilmektedir (Özel, 1995).

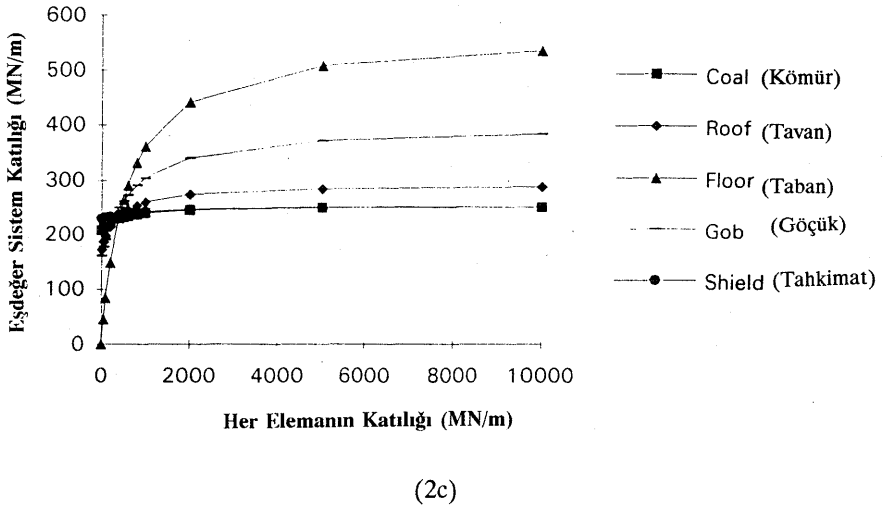
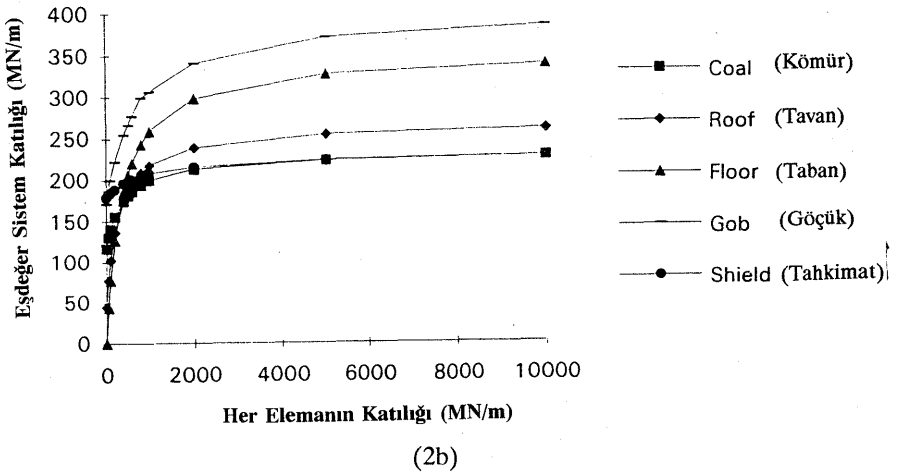
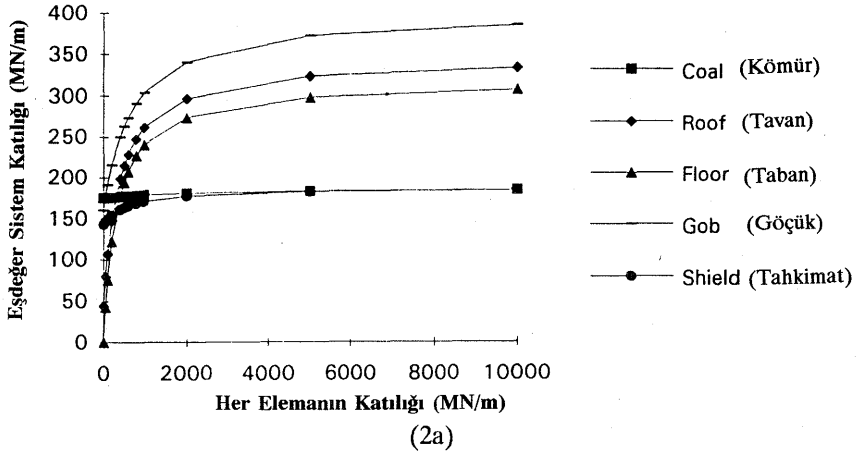
$$\frac{1}{K_{sistem}} = \frac{1}{K_{CSRG}} + \frac{1}{K_f} \quad (6a)$$

$$K_{sistem} = \frac{K_f \left[\frac{(K_c + K_s)K_r + K_2(K_r + K_c + K_s)}{K_r + K_c + K_s} \right]}{\left[\frac{(K_c + K_s)K_r + K_g(K_r + K_c + K_s)}{(K_r + K_c + K_s)} \right] + K_f} \quad (6b)$$

Eşitlik 6b’de verilen her bir parametrenin toplam sistem katılığına etkisini belirleyebilmek için üç ayrı durum için duyarlılık analizleri yapılmıştır. Bu analizlerin sonuçları grafikler halinde Şekil 3a, b ve c’de, analizlerde kullanılan sabit değerler ise Çizelge 1’de verilmektedir. Bu analizlerde bir parametrenin değerini sürekli olarak değiştirirken diğerleri sabit tutulmuştur. Örneğin, Şekil 3a’da verilen arın kömürünün katılığı ile ilgili eğriyi bulmak için, K_r değeri 300 MN/m; K_f değeri 400 MN/m; K_s değeri 2000 MN/m; ve K_g değeri 50 MN/m olarak sabit kabul edilmiş, buna karşılık arın kömürü katılık değeri 0-1000 MN/m arasında değiştirilmiştir.

Çizelge 1. Kabul Edilen Sabit Katılık Değerleri

Şekil	Katılık Değeri (MN/m)				
	Kömür (K_c)	Yalancı Tavan (K_r)	Taban (K_f)	Tahkimat (K_s)	Çökük Malzemesi (K_g)
2a	400	300	400	2000	50
2b	600	500	400	150	50
2c	600	400	400	200	300



Şekil 2: Çizelge 1'de Verilen Katılık Girdi Değerlerine Göre Sistem-Katılığı İçin Duyarlılık Analizi Sonuçları

4. SONUÇLAR

Şekil 3a, b ve c'ye bakarak oluşturulan modellerle ilgili olarak aşağıdaki sonuçları ortaya koymak mümkündür:

- i) Arın kömürü ve tahkimat katılıklarının toplam katılık üzerinde çok fazla bir etkisi yoktur. Buna karşılık, yalancı tavan, taban ve göçüğün katılıkları, toplam katılık üzerinde etkilidirler. Diğer bir deyişle, bunlarda olacak değişimler sistem katılığına büyük ölçüde yansımaktadır;
- ii) Kömür ve tahkimat katılıkları kendi aralarında karşılaştırıldığında; büyük değere sahip olanın toplam katılık üzerindeki etkisi diğerine göre daha fazladır ancak, bu etki yukarıda da belirtildiği gibi diğer parametrelere göre daha azdır;
- iii) Toplam sistem katılığı en belirgin olarak taban katılığının değişiminden etkilenmektedir;
- iv) Göçük malzemesinin fiziksel yapısı düşünülecek olursa, normal olarak, bu malzeme katılık değeri en düşük olan elemandır. Göçük katılığı düşük olduğunda, yalancı tavan katılığının sistem katılığı üzerindeki etkisi daha fazla olmaktadır. Buna karşılık, göçük sahasındaki malzemenin katılık değeri yüksek ise (ramble uygulaması gibi) bu durumda yalancı tavanın sistem katılığını etkileme oranı daha düşük olacaktır (bkz. Şekil 3c). Bunun nedeni tavan ve göçüğün paralel olarak davranmasıdır;

Yukarıda sıralanan sonuçların uygulamadaki genel etkisi şunlardır:

- i) Tamamlanmış Eşdeğer Katılık Modeli (TEKAM) öncekilere göre daha gerçekçidir;
- ii) Yürüyen tahkimat seciminde ve seçilen bir tahkimat türünün performansının değerlendirilmesinde "TEKAM" önemli bir rol oynar.

KAYNAKLAR

- Ashwin D.P., 1970, "Some Fundamental Aspects of Face Powered Support Design", Mining Engineer, No.19, sa:659-675.
- Barczak T.M., 1990, "Practical Considerations in Longwall Support Selection", Proc. of 9th Conf. on Ground Control in Mining, W.V. Univ., sa.128-234.
- Barczak T.M. ve Oyler D.C., 1991, "A Model of Shield Strata Interaction and Its Implications for Active Shield Setting Requirements", USBM Report of Invest., RI 9394, 19 s.
- Özel R., 1995, "Development of Guidelines for Selection of Longwall Shield Supports", Doktora Tezi, ODTÜ, Ankara, 246 s.
- Peng S.S. ve Chiang H.S., 1984, Longwall Mining, John Wiley and Sons, New York, 708 s.
- Peng S.S. ve Hsiung S.M., 1987, "Method of Determining the Rational Load Capacity of Shield Supports at Longwall Faces", Mining Engineer, No:147, sa:161-167.
- Smart B.G. ve A. Redfern, 1987, "The Evaluation of Powered Support Specifications from Geological and Mining Practice Information", Ch. in Rock Mechanics, Key to Energy Production, Balkema, V.27, Sa:367-377.
- Wilson, A.H., 1975, "Support Load Requirements on Longwall Faces", The Mining Engineer, sa:479-491.

TUNÇBİLEK 6 NOLU YERALTI OCAĞI TABAN YOLLARINDA TAVAN TABAKA HAREKETLERİ VE KONVERJANSIN AYAK UZAKLIĞINA BAĞLI DEĞİŞİMİ

THE STRATE MOVEMENTS OVER TAILGATE AND CONVERGENCE CHANGES RELATED TO LONGWALL FACE DISTANCE IN NUMBER 6 TUNÇBİLEK COLLIERY

Çelik TATAR*,Halil KÖSE*,Selim ŞENKAL,Gürcan KONAK*,Turgay ONARGAN***

*Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü Bornova/İZMİR

**T.K.İ.Garp Linyitleri İşletmesi Tavşanlı/KÜTAHYA

ÖZET

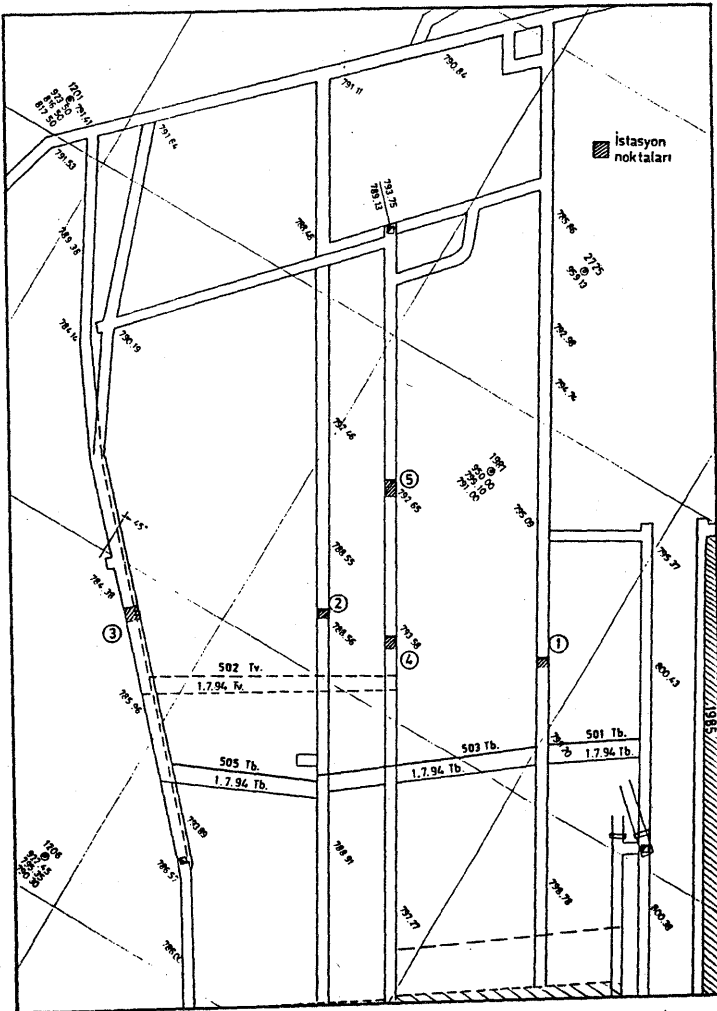
Taban yollarındaki deformasyonları etkileyen faktörlerin tamamını tanımlayabilmek oldukça zordur. Deformasyonda etkili olan faktörler değişen jeolojik şartlar ve madencilik faaliyetleri ile değişmektedir. Tunçbilek 6 nolu yeraltı ocağında tavan tabaka hareketlerini ve yalancı tavan (hemencecik tavan) yüksekliğinin belirlenmesi için 501-503 taban ayakların sabit yolunda 1, yük ve konverjans ölçümleri için 501-503 taban ayaklar sabit yolunda 1, 503-505 taban ayaklar sabit yolunda 1, ve tavan ayaklar sabit yolunda 2 olmak üzere 5 istasyon kurulmuştur. Araştırma süresince elde edilen ölçüm sonuçlarından taban yolu tavan tabakası hareketleri, tavan yükü ve konverjans değişimi değerlendirilmiştir. Ölçümlerin ayak uzaklığına bağlı değişimi ortaya konmuştur.

ABSTRACT

The identification of the all factors affecting the deformation of tailgate roads is rather difficult. The factors affecting deformation vary by changing geological conditions and mining activities. 5 station points, 1 in number 501-503 tail gate 1 in number 501-503 tailgate to measure the load and convergence, 1 in number 503-505 tailgate and 2 in headgate to observe the overlaying strata movement and to determine the height of imaginary roof were installed in number 6 Tunçbilek colliery. The strata movements over tailgate, load and variations in convergence have been evaluated from the measurements taken during the research. The changes in measurements related to longwall face have been determined.

1. İSTASYONLARIN OLUŞTURULMASI

Tunçbilek 6 nolu yeraltı ocağında taban yollarındaki tavan tabaka hareketleri ile yatay ve düşey kapanma ölçümleri için değişik lokasyonlarda istasyonlar oluşturulmuştur (Şekil 1). Ölçüm amacına bağlı olarak yer seçimi yapılan istasyonlarda düzenli olarak 8 saat ara ile ölçümler alınmıştır.

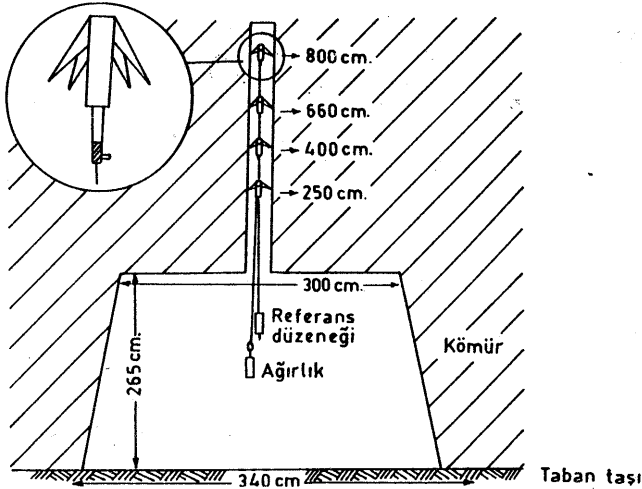


Şekil 1. Tunçbilek 6 Nolu Yeraltı Ocağı Ölçüm İstasyonları

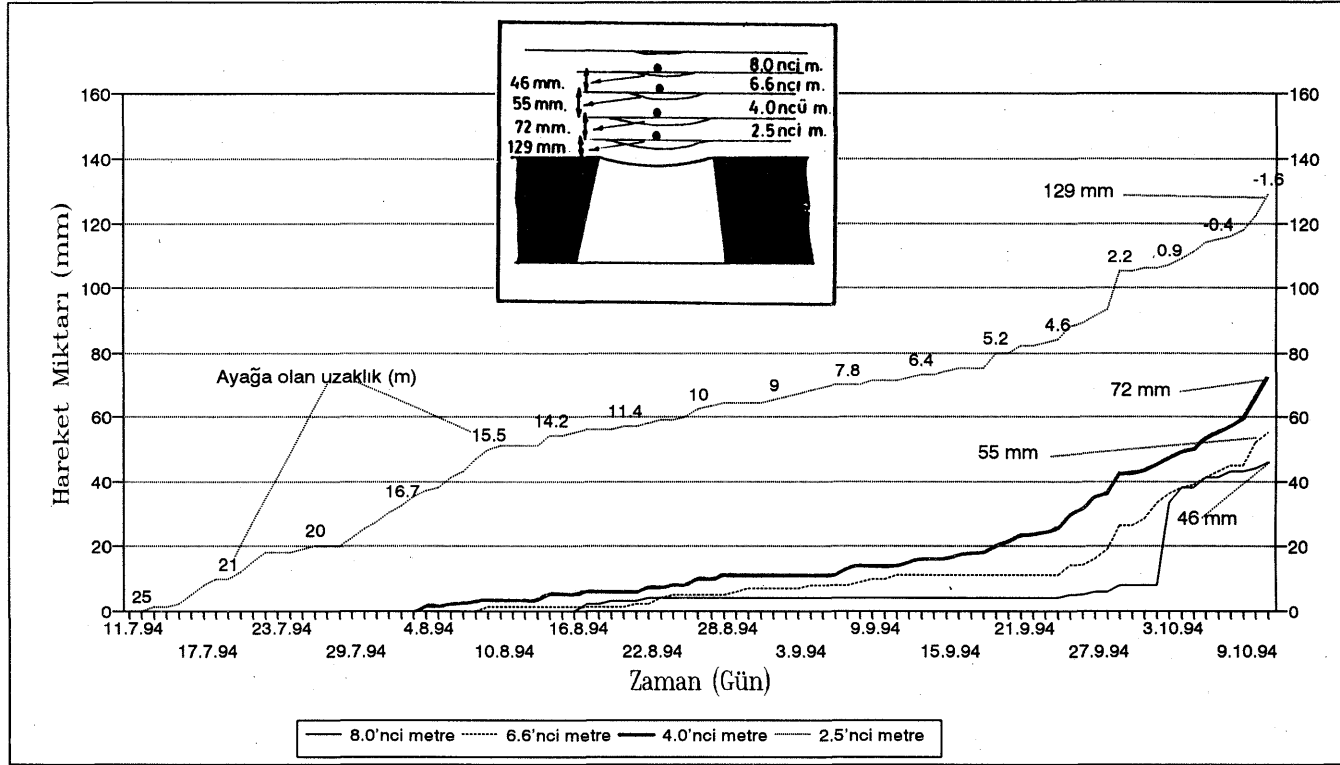
2. TAVAN TABAKA HAREKETLERİ

Tavan tabaka hareketlerini ve yalancı tavan (hemencecik tavan) yüksekliğinin belirlenmesi için ölçümler 501-503 taban ayaklar sabit yolunda kurulan 1 nolu istasyonda gerçekleştirilmiştir (Şekil 1). İstasyon, geri dönümlü arkadan göçertmeli çalışan ayakların 25 m önüne kurulmuştur. Tavan tabaka ayrışmalarını ve yalancı tavan yüksekliğini belirlemek için hazırlanan ölçüm düzeneği, bir tutucu ayak bu ayak içinden geçen çelik tel, bu telin ucuna bağlanan referans noktası ve ağırlıktan oluşur (Şekil 2). Taban yolu tavanında düşey olarak delinen deliğin içine yerleştirilen, tutucu ayaklara bağlı tellerin hareket miktarları 8 saat ara ile ölçülerek tavan tabakasının hareket miktarı belirlenmiştir. Birinci tel tavanın 8. metresine, ikinci tel 6,6 metresine, üçüncü tel 4. metresine ve dördüncü tel 2.5 metresine yerleştirilmiştir. Ölçümler, istasyon noktasının üretim ayaklarının 1,6 metre gerisinde kalıncaya kadar devam etmiştir. Toplam ölçüm süresi 93 gündür.

Ölçülen tabaka hareketlerinin ayakların uzaklığına ve zamana bağlı olarak değişimi Şekil 3'te verilmiştir. Elde edilen ölçüm sonuçlarına göre tavan tabaka hareketleri, ilk 2.5 metrede 129 mm, 2.5 ile 4 metreler arasında 72 mm, 4 ile 6,6 metreler arasında 55 mm ve 6,6 ile 8 metreler arasında 46 mm olarak belirlenmiştir. Zamana bağlı olarak ve özellikle ayak yaklaştıkça taban yolu tavanındaki tabaka hareketleri hızlanmıştır. 501-503 ayaklar sabit yolundaki tavan tabaka hareketleri, ölçümlerin alındığı en üst nokta olan 8. metrenin de üzerinde olduğu belirlenmiştir (Köse ve ark.,1994)



Şekil 2.: 501-503 Ayaklar Sabit Yolu Tavan Tabaka Hareketi Ölçüm İstasyonu

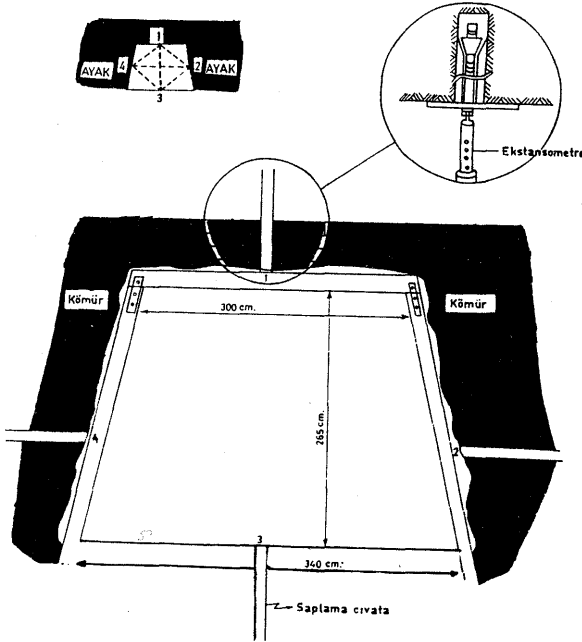


Şekil 3. Tavan Tabakasının Ayak Uzaklığına ve Zamana Bağlı Değişimi

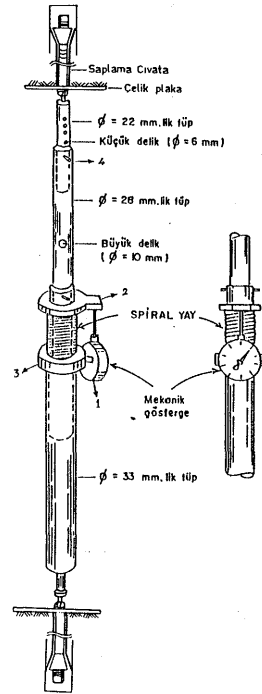
3. KAPANMA ÖLÇÜMLERİ

Kapanma ölçümleri için 501-503 ayaklar taban sabitte 1, 503-505 taban sabitte 1 ve tavan sabitte 2 olmak üzere 4 istasyon kurulmuştur (Şekil 4). Çalışmada kullanılan tüb ekstansometre (teleskopik konverjans ölçer) nin orjinal tasarımı A.B.D. Maden Bürosu (U.S.B.M.) tarafından yapılmıştır (Baver, 1985). Dokuz Eylül Üniversitesi'nde tasarımı yapılan konverjans ölçer, yeraltı ocak şartları dikkate alınarak ve orjinal şeklinde bazı değişiklikler yapılarak Garp Linyitleri İşletmesi atölyelerinde imal edilmiştir (Şekil 5). Tüb ekstansometrenin ölçüm duyarlılığı 0.01 mm'dir (Ünal, 1988).

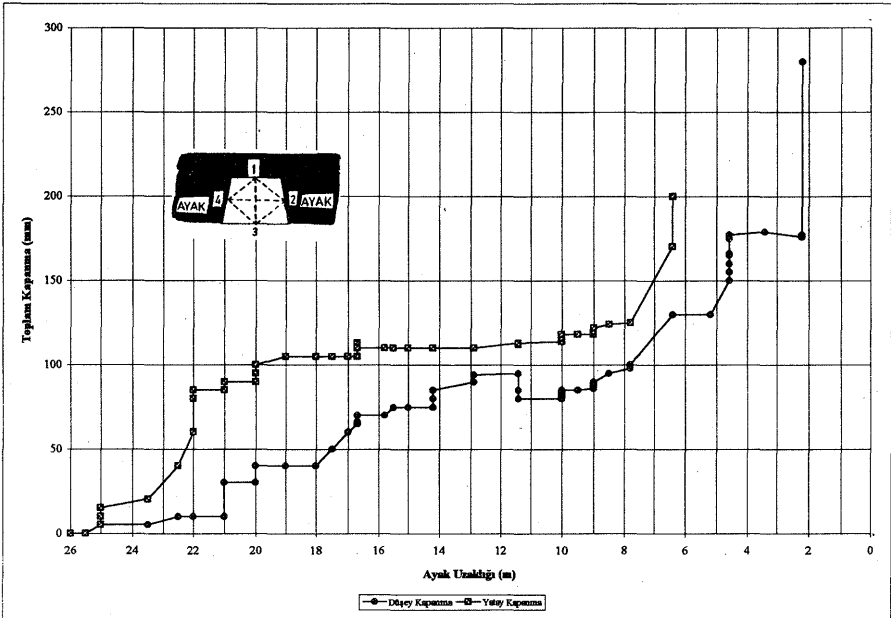
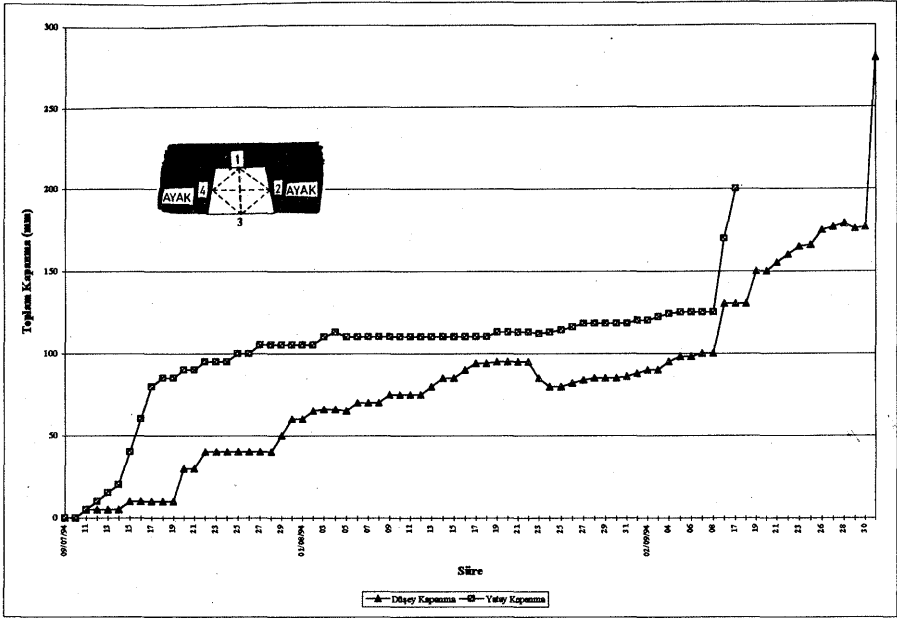
501-503 Taban Sabit 1 Nolu İstasyon : İstasyon geri dönümlü, göçertmeli çalışan uzun ayakların 26 m önüne kurulmuştur. Düşey ve yatay kapanmaları ölçmek için tavan cıvataları yerleştirilmiştir. Bu istasyonda düşey kapanma için 83 gün, yatay kapanma için 66 gün ölçüm yapılmıştır. Bu süre içerisinde toplam yatay kapanma 200 mm, toplam düşey kapanma ise 280 mm olarak ölçülmüştür (Şekil 6).

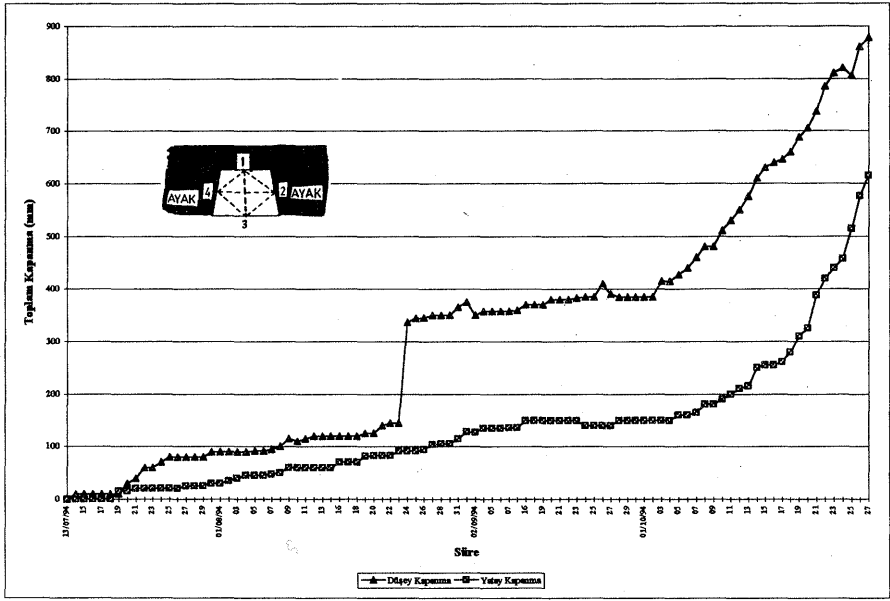


Şekil 4: Kapanma Ölçüm İstasyonlarının Genel Görünüşü

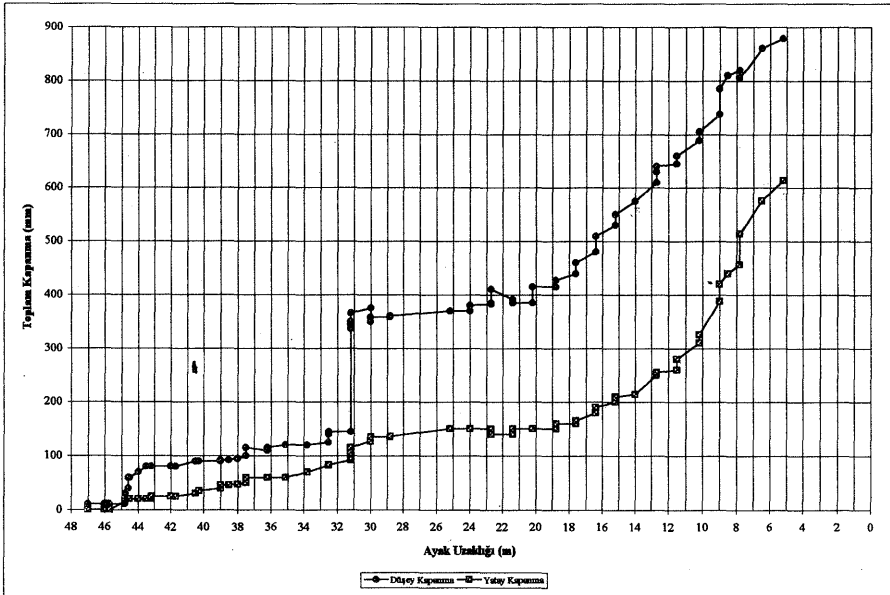


Şekil 5: Tüb Ekstansometre (Teleskopik Konverjans Ölçer)

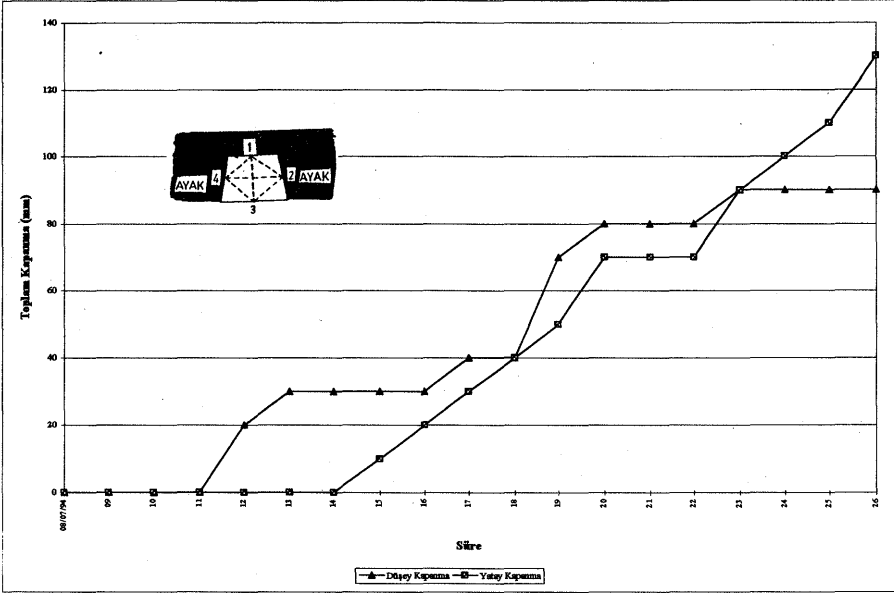




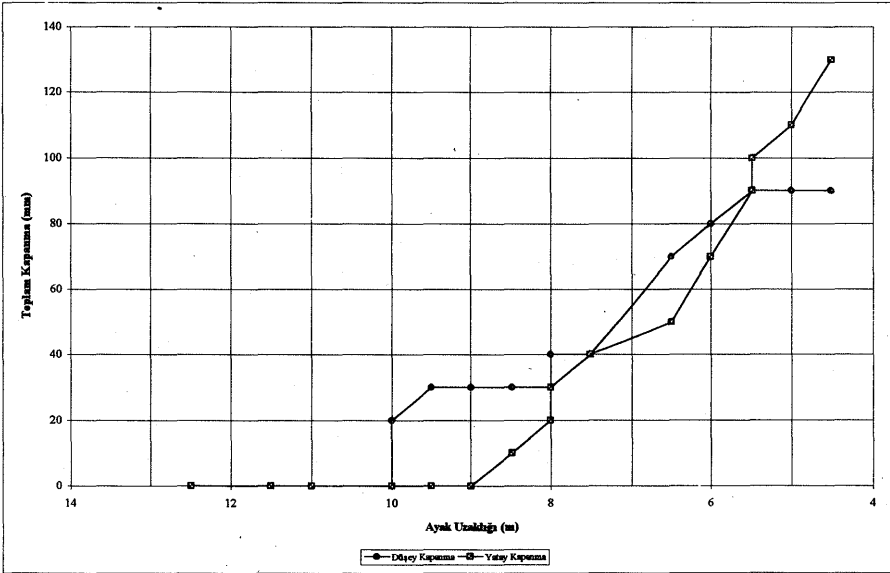
Şekil 8. 503 - 505 Taban Sabit 2 Nolu İstasyonda Ölçülen Kapanmanın Zamana Bağlı Değişimi



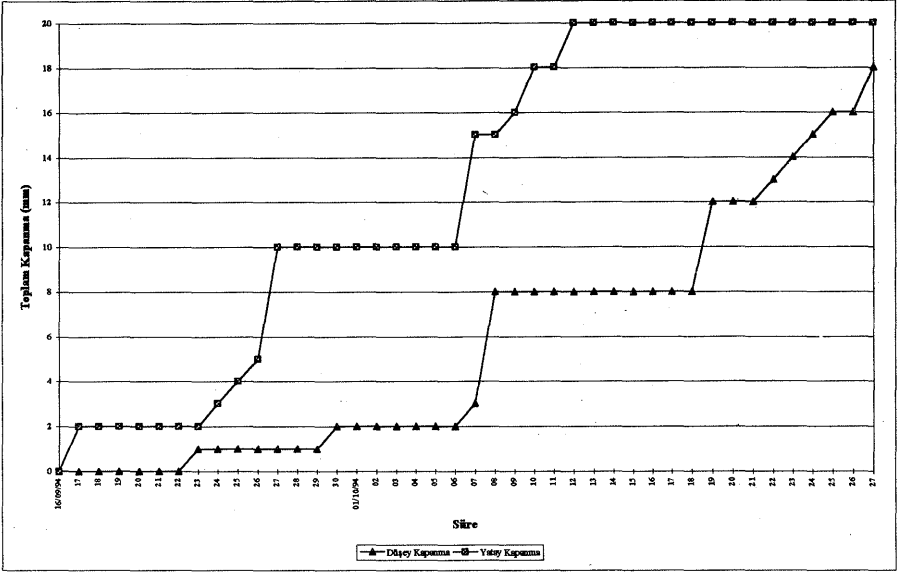
Şekil 9. 2 Nolu İstasyonda Ölçülen Kapanmanın Ayak Uzaklığına Bağlı Değişimi



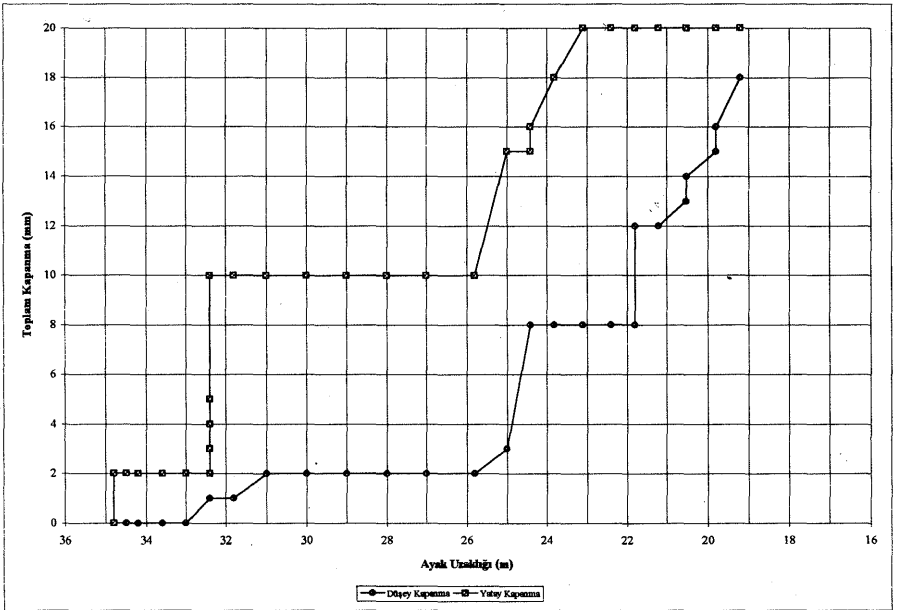
Şekil 10. 503 - 505 Tavan Sabit 4 Nolu İstasyonda Ölçülen Kapanmanın Zamana Bağlı Değişimi



Şekil 11. 4 Nolu İstasyonda Ölçülen Kapanmanın Ayak Uzaklığına Bağlı Değişimi



Şekil 12. 503 - 505 Tavan Sabit 5 Nolu İstasyonda Ölçülen Kapanmanın Zamana Bağlı Değişimi



Şekil 13. 5 Nolu İstasyonda Ölçülen Kapanmanın Ayak Uzaklığına Bağlı Değişimi

Birlikte ölçümlerin alındığı sürede yatay kapanma, düşey kapanmadan fazladır. Ölçüm süresi içinde toplam düşey konverjans %9.3 -ve toplam yatay konverjans ise %5.4 olarak gerçekleşmiştir. Bu istasyondaki ölçümlerin ayak uzaklığına bağlı değişimi ise Şekil 7'de verilmiştir. Ayak istasyon noktasına yaklaştıkça taban yolundaki kapanma hızı artmıştır.

503-505 Taban Sabit 2 Nolu İstasyon : Bu istasyondaki 75 günlük ölçüm sürecinde toplam düşey kapanma 878 mm, toplam yatay kapanma 614 mm olarak gerçekleşmiştir (Şekil 8). Toplam düşey konverjans %28,7, toplam yatay konverjans %16,4 olarak gerçekleşmiştir. Kapanmaların ayak uzaklığına bağlı değişimi Şekil 9'da verilmiştir.

503-505 Taban Sabit 4 Nolu İstasyon : Bu istasyon arından 13 m önde kuruldu. 18. gün sonunda ayağın yaklaşımı ile istasyon bozuldu. Bu kısa süre içinde toplam yatay kapanma 130 mm, toplam düşey kapanma 90 mm olarak gerçekleşmiştir (Şekil 10). Aynı istasyondaki kapanmaların ayak arın uzaklığına bağlı değişimi Şekil 11'de verilmiştir.

503-505 Tavan Sabit 5 Nolu İstasyon : Bu istasyonda ilk ölçüm alındığında arının uzaklığı 34,8 m, son ölçüm alındığında arının uzaklığı 19,2 metreydi. 41 günlük ölçüm sürecinde toplam yatay kapanma 20 mm, toplam düşey kapanma 18 mm olarak gerçekleşmiştir (Şekil 12). Bu istasyonda kapanmanın bu kadar düşük olmasının tek nedeni, ayak arının istasyona olan uzaklığının oldukça fazla olmasıdır. Ayak arın uzaklığına bağlı kapanma değişimi Şekil 13'te verilmiştir.

4. SONUÇ

İstasyonlar, taban yolları açıldıktan uzun bir süre sonra oluşturularak ölçümler yapılmıştır. Bu nedenle gerçek anlamda kapanmalar biraz daha fazladır. Gerçek düşey ve yatay kapanma değerleri, taban yolu açılır açılmaz oluşturulan istasyonlardaki ölçümlerle elde edilebilir. Kapanma miktarı ve hızı , ayak arının uzaklığına bağlı olarak değişmektedir. Ayağın etkisinde olmayan kısımlarda kapanma hızı düşük olmakla beraber ayak arını yaklaştıkça düşey ve yatay kapanma hızı artmaktadır.

1, 4 ve 5 nolu istasyonlarda ölçülen yatay kapanma değerleri düşey kapanma değerlerinden fazladır. Düşey kapanma değeri, tahkimat boyunduruğu eğilmeye başladıktan sonra

hızlanmaktadır. Yanal kapanmanın fazlalığı, yanal basınçtan dolayı olmakta ve yönlü basınçlara maruz kalan tahkimat ünitesinin yan direkleri burulmaktadır.

Kapanma ölçümlerinin en ilginç sonucu; bakır bölge altındaki 501-503 ayaklarının sabit taban yolundaki kapanmasının , 503-505 ayaklarının sabit taban yolundaki kapanmasından oldukça az olarak meydana gelmiş olmasıdır. Böylece tavan yollarının eski üretim birimlerine uzaklığının kapanmaya etkisi, bu iki istasyonda elde edilen sonuçlarda net olarak görülmektedir. 503-505 sabit taban yolu üzerinde 502 nolu ayakta üretim yapılmaktadır. 502 nolu ayağın göçüğü taban yolu üzerinde ek basınçlar oluşturmakta, bu ise taban yolunda kapanmanın fazla olarak gerçekleşmesine neden olmaktadır.

Zamana bağlı olarak ve özellikle ayak arını ölçüm istasyonuna yaklaştıkça taban yolu tavanındaki tabaka hareketleri hızlanmıştır. 501-503 nolu ayaklar sabit yolundaki tavan tabaka hareketlerinin , ölçümlerin alındığı en üst nokta olan 8. metrenin de üzerine kadar çıktığı belirlenmiştir. Aynı bölgede tabaka kontrohu ile ilgili çalışmalar yapılmıştır (Paşamehmetoğlu,1980).

KAYNAKLAR

- Baver, E.R., 1985, Ground Control Instrumentation, A Manual for the Mining Industry, U.S.B.M. Information Circular No:9053.
- Köse, H. ve Arkadaşları, 1994, Ömerler Yeraltı Ocağı Tabaka Kontrolü, Yük ve Konverjans Ölçümleri, Araştırma Projesi, Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İzmir.
- Paşamehmetoğlu, A.G. ve Arkadaşları, 1980, G.L.İ. Tunçbilek Bölgesi Uzunayaklarının Tabaka Kontrolü Açısından İncelenmesi, Türkiye 2. Kömür Kongresi, Zonguldak.
- Ünal, E., 1988, Yeraltı Ocaklarındaki Ölçümlerde Kullanılabilecek İki Konverjans Ölçüm Tasarımı ve Bir Yük İzleme Sisteminin Geliştirilmesi, 6. Kömür Kongresi, Zonguldak.

ANDEZİTLERDEKİ SÜREKSİZLİKLERİN PÜRÜZLÜLÜK ÖLÇÜMLERİ

ROUGHNESS MEASUREMENTS ON DISCONTINUITIES IN ANDESITES

M. Y. KOCA*, Ö. AYDAN** and N. TÜRK*

* D. E. U., Mühendislik Fak., Jeoloji Müh. Bölümü, Bornova/İZMİR.

** Tokai Üniversitesi, Shimizu, JAPAN.

ÖZET

İzmir yöresindeki andezitlerde genelde düşük eğim değerinde (20-30°), pürüzlü akma yapıları, bu yapılara dik gelişmiş düzgün soğuma yüzeyleri ve yüksek eğim değerine sahip tektonik çatlaklar türü süreksizlikler gözlenir. Andezitlerin içindeki süreksizliklerin pürüzlülükleri iki ölçekte tanımlanmıştır. Birinci derece pürüzlülük açısı değerleri, arazide direkt ölçümlerle, ikinci derece pürüzlülük açısı ise çatlak yüzey profillerinin analiziyle elde edilmiştir. İkinci derece pürüzlülük ölçümleri için, geliştirilen bir profilometre aleti kullanılmıştır. Bu alet kullanılarak, değişik süreksizlik yüzeyleri üzerinde seçilen hatların pürüzlülük profilleri elde edilmiş ve bu profillerin direkt ölçüm ve dijital analizleri yapılarak yüzey pürüzlülük açıları belirlenmiştir.

Laboratuvar koşullarında direkt ve dijital analizler yapılarak elde edilen pürüzlülük açısı değerleri birbirleriyle karşılaştırılmıştır.

ABSTRACT

Discontinuities such as rough flow bands dipping at relatively low angles (20-30°), smooth cooling joint sets developed vertical to the flow bands and tectonic joints dipping at high angles are commonly found in andesites in and around İzmir. Roughness of the discontinuity surface in andesites are determined at two scales. While the first order roughness angles were measured by making direct measurements in the field, the second order roughness angles were measured by analysing roughness profiles of the joint surfaces

in the laboratory. A profilometer device was used for the measurements of the second order roughnesses. Profiles of different discontinuity surfaces were obtained using the profilometer and the surface roughness angles of these profiles were estimated, by direct measurements and digital analysis.

Roughnesses angle values obtained by direct measurements and digital analysis for the same profile in the laboratory were compared with each other.

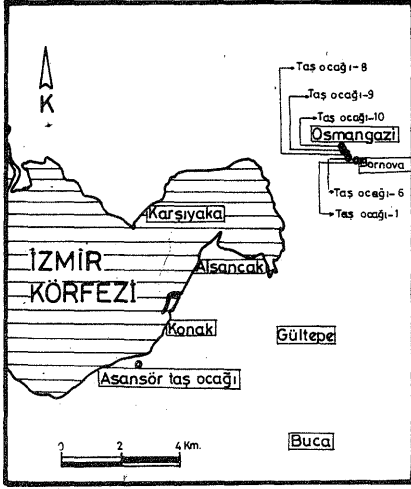
1. GİRİŞ

Tüm doğal kaya yüzeyleri değişik derecelerde düzensiz ve pürüzlüdür. Kaya kütlelerinin davranışı içerdikleri süreksizliklerin özellikleri ; süreksizlik açıklıkları, dolgu tip ve kalınlığı, doğrultu ve eğimleri, devamlılıkları ve pürüzlülük tarafından kontrol edilir. Kayalarda yapılacak dizayn çalışmaları için pürüzlülük açısı değerlerini seçerken, onlarla ilgili sorunların iyi bilinmesinde yarar vardır. Süreksizliklerin pürüzlülüğü son 30 yılda pek çok araştırmacının ilgisini çekmiştir (Patton, 1966; Barton, 1973; Barton ve Choubey, 1977; Türk ve Dearman, 1985; Aydan ve Shimizu, 1994, Papaliangas et al 1995). Pürüzlülük, süreksizliklerin kesme direncini direkt olarak etkilemekte olup, onların görünür kesme direncini arttırmaktadır (Patton, 1966).

$\tau = c + \sigma \tan (\phi + i)$. Burada, τ = Görünür kesme direnci, c = Görünür kohezyon, σ = Normal gerilme, ϕ = Taban sürtünme açısı, i = Pürüzlülük açısı 'dır.

İzmir ve yöresinde andezit türü volkanik kayalar yaygın olarak bulunmaktadır. Miyosen yaşlı andezitlerde, genelde, üç tür süreksizlik gözlenmektedir ; akma düzlemleri, soğuma çatlakları ve tektonik kırıklar. İzmir Körfezi'nin güneyinde Asansör ve kuzeyinde Osmangazi andezit taş ocaklarında bu değişik tip süreksizlikler üzerinde pürüzlülük ölçümleri yapılmıştır. Şekil 1'de andezit taş ocaklarının yerleri gösterilmiştir. Bu süreksizliklerden akma yapıları, oldukça pürüzlü yüzeyleri, soğuma çatlakları ise nispeten pürüzsüz yüzeyleri oluşturmaktadır. Tektonik kırık yüzeylerinin pürüzlülükleri tektonik kuvvetlerin yön ve büyüklüklerine göre farklılıklar göstermektedir.

Birinci derece pürüzlülük ölçümleri, arazide andezit taş ocaklarında akma bandı ve soğuma çatlakları ile tektonik kırıklar boyunca, maksimum ondülasyon açılarını verecek şekilde yapılmıştır.



Şekil-1 : Andezit Taşocaklarının Yerleri.

görülmüş ve bunun nedenleri araştırılmıştır. Ayrıca, soğuma yüzeyleri üzerinde rezidüel yüzey sürtünme açısı ve kayma anında olabilecek efektif pürüzlülük açısı değerlerini belirlemek için kesme deneyi yapılmıştır. Pürüzlülük açılarıyla kesme deney sonuçları birbirleriyle mukayese edilmiştir.

2. ANDEZİTLERDE GÖZLENEN SÜREKSİZLİKLER

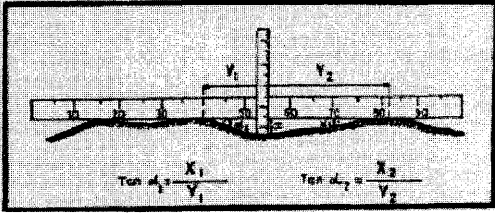
İzmir şehri civarında andezitler içersindeki akma yapıları genelde ince (1-5cm) bantlar şeklinde ve 15-20° arasında eğim açısında bulunurken, soğuma çatlakları genelde akma yapılarına dik ve orta-geniş aralıkta (40-50cm) gelişmişlerdir. Bu çalışmada, süreksizlik yüzeylerinin pürüzlülükleri, ondülasyon ve basamak yapıları gibi büyük ölçekli (birkaç metre) olanları birinci derece pürüzlülük olarak, birkaç santimetre mertebesindeki küçük ölçekli pürüzlülükler de ikinci derece pürüzlülük olarak adlandırılmışlardır. Andezitlerdeki süreksizlik profillerinin kayıt ve analizleri aşağıdaki düzen içinde yapılmıştır.

- | | |
|---|---------------------|
| | → Akma yüzeyleri |
| (a) Arazide direkt olarak birinci derece pürüzlülük açısı ölçümleri | → Soğuma yüzeyleri |
| | → Tektonik kırıklar |
| (b) Laboratuvarda ikinci derece pürüzlülük ölçümleri | → Akma yüzeyleri |
| | → Soğuma yüzeyleri |

İkinci derece pürüzlülük açısı ölçümleri, taş ocaklarından alınan blok numuneleri üzerinde, laboratuvarda geliştirilen bir profilometre yardımıyla elde edilen profillerin pürüz yüzey açılarını direkt olarak ölçerek ve profilleri dijital olarak bilgisayarda değerlendirerek bulunmaya çalışılmıştır. Elde edilen ikinci derece pürüzlülük açısı değerleri karşılaştırıldığında, aynı profillerin iki değişik yoldan değerlendirilmeleriyle elde edilen açısı değerlerinin birbirinden farklı olduğu

2.1 Birinci Derece Pürüzlülük Ölçümleri

Andezitlerde süreksizlik yüzeylerinin, birinci derece pürüzlülük açısı Şekil 2'de gösterildiği gibi birbirine dik ve geçmeli olan iki cetvel kullanılarak arazide ölçülmüştür.



Şekil-2: Birinci derece pürüzlülüklerin arazide ölçümü.

Ondülasyonlu yüzeylerin dalga boyunun cetvel uzunluğundan büyük olduğu durumlarda cetvel yerine şerit metre kullanılmıştır. Arazi ölçümünde, akma yapılarında birincil pürüzlülüğün oluşturduğu ondülasyonların eğim açılarının 12-18° arasında değiştiği belirlenmiştir. Akma yapılarındaki ondülasyonların genelde büyük amplitütlü fakat küçük dalga boyu oldukları gözlenilmiştir. Soğuma çatlağı yüzeylerinin ise küçük amplitütlü, büyük dalga boyu ondülasyonlara sahip olduğu, dalga boyu uzunluğunun 1-3m., ondülasyonların amplitütlerinin 1-10cm. arasında değiştiği belirlenmiştir. Soğuma yüzeylerinin ondülasyon açılarının baskın olarak 8° den küçük olduğu bulunmuştur (Tablo 1). Tektonik kökenli kırıkların, hem ondülasyonlu ve hem de basamaklı morfoloji göstermelerinden dolayı ondülasyon açıları 20-35° arasında değiştiği belirlenmiştir.

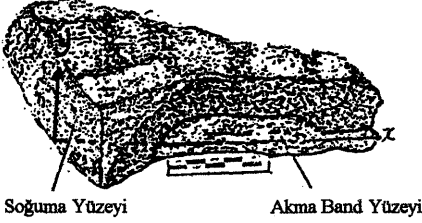
2.2 İkinci Derece Pürüzlülük Ölçümleri

Andezit taş ocaklarından alınan 20×20×15 cm. boyutunda akma bandı ve soğuma çatlakları içeren numunelerin laboratuvarında, maksimum pürüzlülük açısı değerlerini verecek şekilde profilleri laboratuvarında M.Y. Koca tarafından geliştirilen, profilometre ile kayıt olunmuştur (Koca, 1995). Akma bantlarında profil hatları ya ondülasyon tepe noktalarını birleştirecek ya da onlara dik olacak şekilde, soğuma yüzeylerinde ise herhangi bir yön gözetmeksizin seçilmiştir (Şekil 3). Akma ve soğuma yüzeyleri aynı blok numune üzerinde mevcut ise ; soğuma yüzeyi üzerinde seçilen profil hattının, akma bantlarında seçilen profil hatlarına dik olmasına özen gösterilmiştir (Şekil 3' de Ozmangazi-1 örneği). Elde edilen tipik süreksizlik profilleri Şekil 4'te sunulmuştur. Profilometre ile kaydedilen profillerin değerlendirilmeleri iki şekilde yapılmıştır.

(a) Profil boyunca kaydedilen pürüzlerin yüzey eğim açıları ölçülerek elde edilen açı değerlerinin aritmetik ortalaması alınarak.

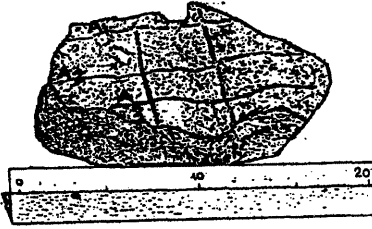
ASANSÖR

(Pürüzlülük Profilleri : A,B,C,D,E,F,G,H)



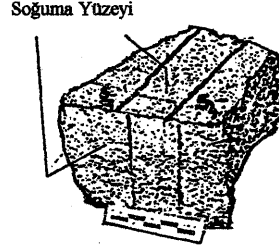
OSMANGAZI-1

(Pürüzlülük Profilleri : A-1,A-3,B-1,B-2)



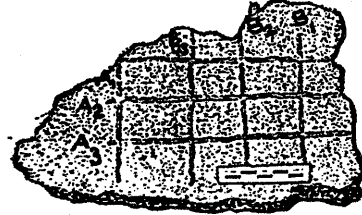
OSMANGAZI-8

(Pürüzlülük Profilleri : S-1,S-2,S-3,S-4,S-5,S-12)



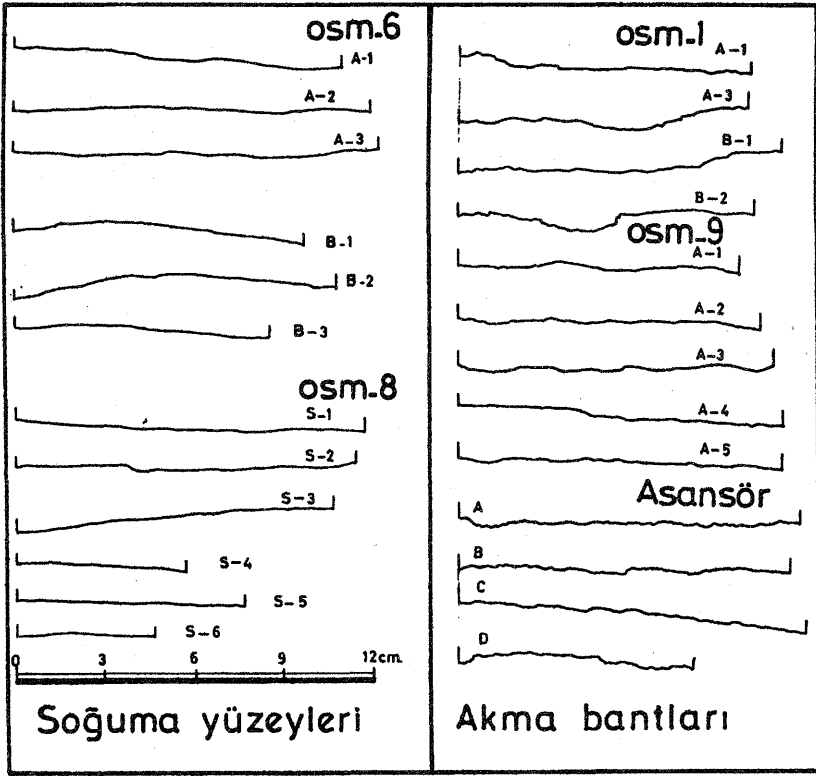
OSMANGAZI-6

(Pürüzlülük Profilleri : A-1,A-2,A-3,B-1,B-2,B-3)



Şekil 3 : Akma ve soğuma yüzeyleri üzerinde işaretlenmiş profil alım hatları.

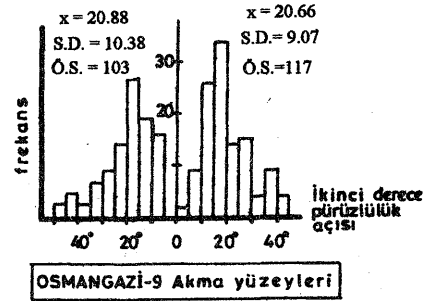
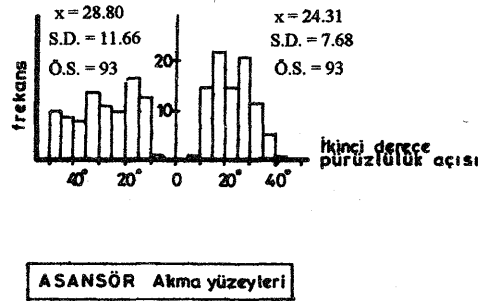
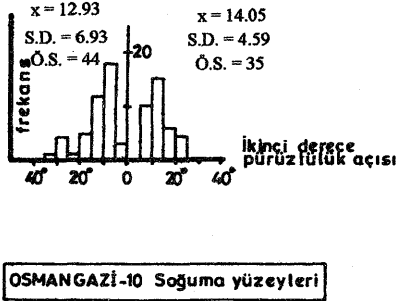
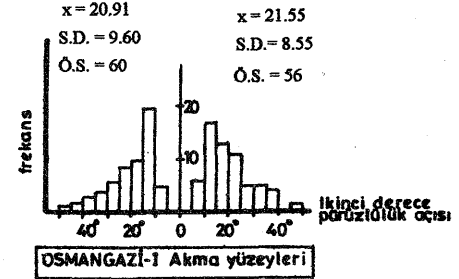
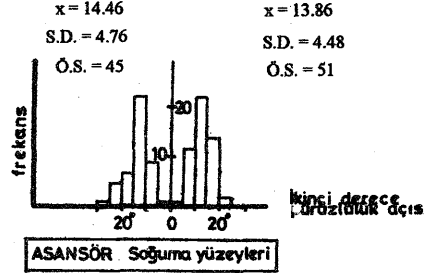
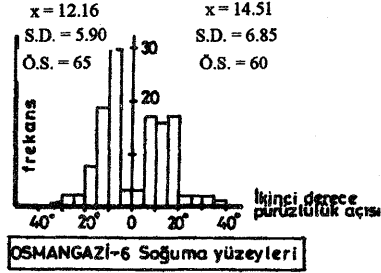
Lokasyon ve süreksizlik tipi belirlendikten sonra, 5'er derece sınıf aralığına düşen ölçüm sayıları belirlenmiş ve bahsedilen sınıf aralığına karşın elde edilen frekans değerleri işaretlenerek histogram grafikleri çizilmiştir (Şekil 5). Pürüzlülük ölçümleri sırasında, profil üzerinde gidiş yönü gözönünde tutulmuştur. Profiller üzerinde pürüzlülük açısı ölçümleri hem soldan sağa, hem de sağdan sola doğru yapılmıştır. Soldan sağa doğru giderken sağa yatımlı olan pürüzlülük yüzeyleri değerlendirilmiştir. Bunun tersi durumda, sadece sola yatımlı olan pürüz yüzeyleri değerlendirmeye katılmıştır. Ayrıca, profilin ortalama pürüzlülük açısını bulmak için tüm pürüz yüzey eğim açılarının ortalaması bulunmuştur ve ölçüm sonuçları Tablo 2'de sunulmuştur. Tablo 1'de ise yön gözetilmeksizin, akma bandı ve soğuma yüzey profilleri üzerinde ölçülen birinci ve ikinci derece pürüzlülük açısı değerleri sunulmuştur.



Şekil 4 : Tipik Süreksizlik Profilleri.

Lokasyon	Süreksizlik Tipi	Ölçü sayısı		Ortalama birinci derece pürüzlülük açısı (°)	Ortalama ikinci derece pürüzlülük açısı (°)
		Birinci derece pürüzlülük için	İkinci derece pürüzlülük için		
Osmangazi Taşocakları	Soğuma çatlakları	50	204	6.10±2.32	13.34±6.34
Asansör Taşocağı	Soğuma çatlakları	30	95	5.20±1.92	14.28±4.42
Osmangazi Taşocakları	Akma bandları	38	338	14.40±3.28	20.97±9.55
Asansör Taşocağı	Akma bandları	22	186	15.20±4.50	26.58±10.15

Tablo 1 : Yön gözetilmeksizin, akma bandı ve soğuma yüzeyleri için profiller üzerinde ölçülen birinci ve ikinci derece pürüzlülük açısı değerleri.



X : Aritmetik Ortalama, **S.D.** : Standart Sapma, **$\bar{O}.S.$** : Ölçüm Sayısı.

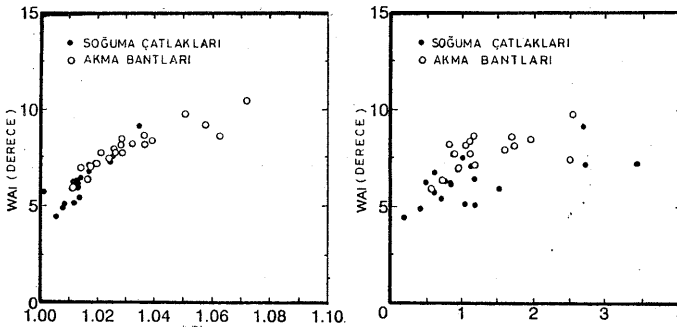
SOĞUMA YÜZEYLERİ		
Lokasyon	Sola Eğimli Pürüzler	Sağa Eğimli Pürüzler
Osmangazi-6	12.16°±5.90	14.51°±6.85
Osmangazi-10	12.90°±6.93	14.05°±4.59
Asansör	14.46°±4.76	13.86°±4.48
AKMA BANTLARI		
Osmangazi-1	20.91°±9.60	21.55°±8.55
Osmangazi-9	20.88°±10.38	20.66°±9.07
Asansör	28.80°±11.66	24.31°±7.68

Tablo-2 : Profil Üzerinde Yön Gözetilerek, Akma Bandı ve Soğuma Yüzeyleri İçin İkinci Derece Pürüzlülük Açıları.

(b) Dijitize edilerek yapılan değerlendirmede ölçülen parametreler :

1. Pürüzlü yüzeylerin bir referans çizgisinden olan yükseklikleri ($\emptyset$), 2. Yüksekliği ölçülen yerin başlangıçtan olan uzaklığı (X), 3. Ölçüm uzunluğu (L). Aydan ve Shimizu (1994)' e göre, yukarıdaki parametreler ($\emptyset$, X, L) yardımıyla hesaplanan değerler ; a) ana hattan olan ortalama yükseklik (CLAH) (mm), b) ağırlıklı pürüzlülük açısı (WAI) (derece), c) profil uzunluk oranı (RPL)'dir. Bu yöntem profillerin bir başlangıç noktasından itibaren alınan, uzaklık arttıkça azalan ikinci derece pürüzlülüklerin ortalamasını vermektedir (WAI). WAI, aşağıdaki formül gereğince hesap edilir ;

Akma bandı ve soğuma yüzeyleri için elde edilen WAI-RPL ve WAI-CLAH ilişkileri grafikler halinde Şekil 6'da gösterilmiştir. Tüm profiller için WAI ve CLAH arasındaki ilişki zayıftır ve bu iki parametre arasında herhangi bir korelasyon desteği yoktur. WAI-RPL arasındaki ilişki iyi kurulmuştur (Şekil 6). RPL arttıkça WAI değerleri de (derece) oransal olarak artmaktadır.



Şekil 6 : WAI-RPL ve WAI-CLAH ilişkileri.

3. DEĞERLENDİRME

Süreksizliklerin yüzey pürüzlülük açıları, onların kesme direncini, özellikle düşük normal gerilmeler altında artırıcı yönde etkilemektedir (Barton, 1973). Ayrıca, kayalardaki süreksizliklerin pürüzlülük açıları onların tipleriyle değişmektedir. Örneğin, andezitlerde akma yapıları ve tektonik kırıklar oldukça pürüzlü yüzeylere sahipken, soğuma yüzeyleri oldukça pürüzsüz yüzeylere sahiptirler. İzmir ve civarındaki andezitlerde akma yapıları ve tektonik kırıkların birinci derece pürüzlülük açılarının genelde $>14^\circ$, soğuma çatlaklarının ise $5-6^\circ$ arasında olduğu bulunmuştur (Tablo 1).

Andezit numuneleri, İzmir körfezinin güney ve kuzeyinde farklı zamanlarda akmış bulunan andezit lavlarından alınmış olmalarına karşın, gerek akma yapıları ve gerekse de soğuma çatlakları yüzeylerinde ölçülen pürüzlülüklerin ortalama değerleri aynı mertebelerdedir (Tablo 2). Ortalama ikinci derece pürüzlülük açısı değerleri birbirinden bir standart sapma değeri içerisindeki kadar farklılık sunmaktadır. Bu durum, bu bulguların benzer kayalara uygulanabileceğine işaret etmektedir.

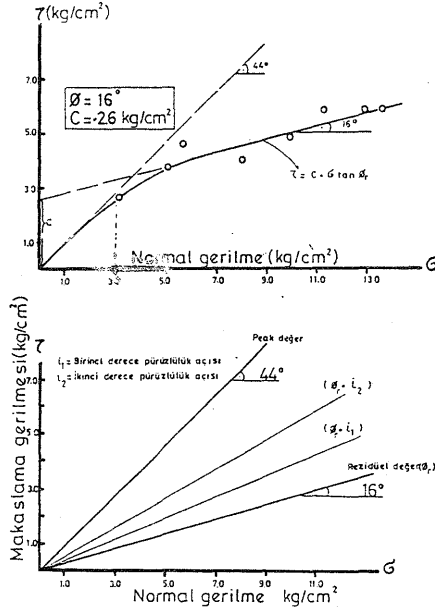
Akma bantları için, birinci derece pürüzlülük açılarının, ortalama ikinci derece pürüzlülük açılarının $\%60$ 'ı kadar, soğuma çatlaklarının da, birinci derece pürüzlülük açılarının, ortalama ikinci derece pürüzlülük açılarının $\%40$ 'ı kadar olduğu Tablo 1'den anlaşılmaktadır. Tablo 2'den gözlemlendiği gibi pürüz yüzey açılarının direkt ölçümleri sonunda elde edilen ortalama süreksizlik pürüzlülük açısı, profil boyunca ilerleme yönü veya onun aksi yönünde farklı sonuçlar vermiştir.

Profillerden ölçülerek elde edilen pürüzlülük açısı değerleriyle aynı profillerin dijital olarak değerlendirilmesiyle elde edilen ağırlıklı pürüzlülük açısı değerleri (WAI) birbirlerinden oldukça farklı olduğu belirlenmiştir. Osmangazi taş ocaklarında akma ve soğuma yüzeyleri için ikinci derece pürüzlülük açıları sırasıyla $20.97^\circ \pm 9^\circ$ ve $13.34^\circ \pm 5^\circ$, Asansör taş ocağı için $26.58^\circ \pm 10.15^\circ$ ve $14.4^\circ \pm 3.38^\circ$ olarak bulunmuştur. Aynı profillerin dijital olarak değerlendirilmesiyle ; Osmangazi taş ocaklarında akma ve soğuma yüzeyleri için ikinci derece pürüzlülük açıları sırasıyla $7.614^\circ \pm 0.917^\circ$ ve $5.934^\circ \pm 0.834^\circ$, Asansör taş ocağı için $8.746^\circ \pm 1.035^\circ$ ve $7.12^\circ \pm 0.551^\circ$ olarak bulunmuştur. Bu durum, profillerin pürüzlülük açılarının farklı şekilde ölçülmesinden kaynaklanmaktadır. Birincisinde maksimum pürüz yüzey eğim açılarının ortalaması (MAI) dikkate alınarak, dijital olarak elde

edilen pürüzlülük açısı (WAI) ise bir başlangıç noktasından itibaren alınan uzaklık arttıkça azalan ikinci derece pürüzlülük açılarının ağırlıklı ortalamasını vermektedir. MAI/WAI oranı soğuma yüzeyleri için 2, akma bantları için yaklaşık 2,5 mertebesinde olduğu bulunmuştur.

Laboratuvarıda portatif kaya kesme kutusu deney aletiyle, andezit numunelerinin soğuma yüzeylerinde yapılan direkt kesme deneyinde, soğuma yüzeylerinin yüzey sürtünme açısını ;

(a) Peak (maksimum) değerler için $\phi=44^\circ$, (b) Reziduel (minimum) değerler için $\phi=16^\circ$ vermiştir (Şekil 7). Bu iki sürtünme açısı arasındaki fark, süreksizlik yüzey pürüzlerinin kısmen makaslanmasından ve kısmen de pürüzler üzerinde bloğun kayarak ilerlemesinden kaynaklanmaktadır.



Şekil 7 : Soğuma Yüzeylerinde Yapılan Kesme Deney Sonuçları ve Yüzey Pürüzlülüğünün Kesme Direncine Olan Etkisi.

Andezitlerin soğuma çatlakları üzerinde yapılan kesme kutusu deney sonuçları ve pürüzlülük ölçümleri, pürüzlülük açılarının pürüz yüzeylerinin eğim açılarının ortalama değerleri üst sınırsal (upper bound) değerler verdiği, profillerin dijitize edilerek elde olunan pürüzlülük açısı değerlerinin ise alt sınırsal değerler (lower bound) verdiği belirlenmiştir.

4. SONUÇLAR

İzmir ve yöresinde yeralan andezitlerin süreksizlik yüzeylerinde yapılan pürüzlülük ölçümlerinde aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.

A) Arazide ölçülen birinci derece pürüzlülük açısı değerleri soğuma çatlaklarında baskın olarak $5-6^\circ$, akma bantlarında ise $14-15^\circ$ ' dir. Laboratuvarda ölçülen ikinci derece ortalama pürüzlülük açısı değerleri, soğuma çatlakları için baskın olarak $13-15^\circ$, akma bantlarında ise $21-26^\circ$ arasındadır. Arazide yapılan birinci derece pürüzlülük ölçümleri, laboratuvarda ölçülen ikinci derece ortalama pürüzlülük açısı değerleri ; akma yapıları için 1.45-1.75 ve soğuma çatlakları için 2.18-2.76 oranında daha küçük değerler verdiği bulunmuştur.

B) Akma yapılarının ortalama ikinci derece pürüzlülük açısı, İzmir Körfezinin kuzeyinde yeralan Osmangazi taş ocaklarında $20.97^\circ \pm 9.55$, körfezin güneyinde yeralan Asansör taş ocağında $26.58^\circ \pm 10.15$ mertebesinde olduğu belirlenmiştir. Soğuma çatlaklarının ortalama pürüzlülük açısının ; Osmangazi taş ocaklarında (1,6,8,9,10 nolu taş ocakları) $13.34^\circ \pm 6.34$, Asansör taş ocağında $14.28^\circ \pm 4.42^\circ$ mertebesinde olduğu bulunmuştur.

C) Süreksizlik pürüzlülük açıları, ölçüm yapılan profillere göre değişmekte olup, akma yapılarında, akma yönüne paralel alınan kesitlerde, akma yönü istikametinde elde edilen ortalama pürüzlülük açısı değerleri, akma yönünün tersi istikametindeki ortalama pürüzlülük açısı değerlerinden daha küçük olduğu bulunmuştur.

D) Andezitlerde ölçülen pürüzlülük açısı değerlerinin, İzmir'in güney ve kuzeyinde farklı volkanlardan çıkmış andezitlerin akma yapıları ve soğuma çatlakları için aynı mertebelerde olduğu bulunmuştur (Tablo 1 ve 2).

E) Süreksizlik yüzey profillerinin pürüz yüzey açılarının direkt olarak ölçümüyle bulunan ikinci derece pürüzlülük açısı değerleri (MAI), bu profillerin dijitize edilerek değerlendirilmesinden elde edilen pürüzlülük açı değerlerinin (WAI) iki katı mertebesinde değerler verdiği belirlenmiştir. Direkt açı ölçümleri üst sınır değerlerinin verirken, dijital analiz yöntemiyle bulunan değerler alt sınır değerlerini vermiştir.

KATKI BELİRTME

Yazarlar, İ.T.Ü. Maden Fakültesi'nden, Prof. Dr. E. YÜZER ve Prof. Dr. M. VARDAR'a laboratuvar olanaklarından yararlandıkları için, C. KINCAL'a da makalenin yazım ve çizimindeki yardımlarından dolayı teşekkürlerini sunarlar.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Aydan, Ö. & Shimizu, Y. (1994) : Surface Morphology Characteristics of Rock Discontinuities with Particular Reference to Their Genesis. Geological Society Special Pub. on Fractography. London.
- Barton, N. & Choubey, V. (1977) : The Shear Strength of Rock Joint in Theory and Practice. Rock Mech. , 10, 1-54.
- Barton, N. (1973) : Review of a New Shear Strength Criterion for Rock Joints. Engng. Geol., 7, 287-332.
- Koca, M.Y (1995) : Slope Stability Assessment of the Abandoned Andesite Quarries in and Around the Izmir City Centre. PhD. Thesis Under Preparation D.E.Ü. Graduate School of Natural and Applied Sciences.
- Papaliangas, T.T., Hencher, S.R. and A.C. Lumsden (1995). A Compressive Peak Shear Strength Criterion for Rock Joints. Proc. 8th Int. Cong. Int. Soc. Rock Mech. Vol : 1. 359-366, Tokyo.
- Patton, F.D. (1966) : Multiple Modes of Shear Failure in Rock . Proc. 1.st. Int. Cong. Int. Soc. Rock Mech. vol.1, 509-513, Lisbon.
- Türk, N. & Dearman, W.R., (1985). Investigation of Some Rock Joint Properties : Roughness Angle Determination and Joint Closure. Proc. Int. Symp. on Fundamentals of Rock Joints, 197-204. Bjorhliden, Sweden.

MERMER TÜRLERİNİN JEOMEKANİK ANALİZ DEĞERLENDİRMESİ

Geomechanical Evaluation of Marble Types

Muhsin ÖZER

Özermermer - Özerler Holding A.Ş., AFYON

Doç. Dr. Ahmet ŞENTÜRK

Doç. Dr. Lütfullah GÜNDÜZ

Süleyman Demirel Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, ISPARTA

ÖZET

Yapı ve kaplama malzemesi olarak kullanılacak mermer türlerinin fiziksel, kimyasal ve jeomekanik tüm özelliklerinin belirlenmesi gerekmektedir. Bu çalışmada, değişik yörelere ait mermer türleri üzerinde yapılan bir dizi deneylerde, farklı atmosferik şartlarda, mermerlerin mühendislik özelliklerindeki karakteristik değişimler irdelenmekte ve mermer kullanım yerleri optimizasyonuna yeni bir boyut getirilmeye çalışılmaktadır.

ABSTRACT

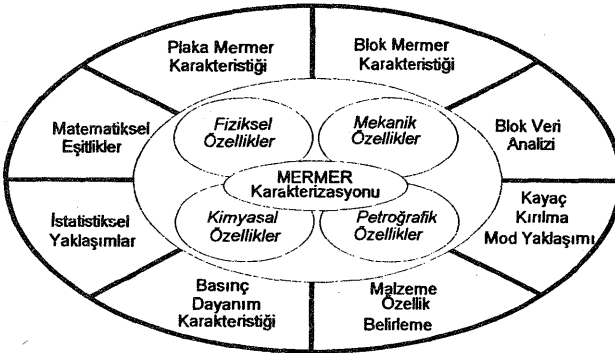
Physical, chemical and geomechanical properties of different marble types used as building and natural facing stones should be defined deeply. In this study, a series of test results carried out on marble types obtained at different locations and marble characterisation based on their engineering properties are evaluated for different atmospheric conditions. A new approach for the optimisation of using area of marbles is being trying to determine.

1. GİRİŞ

Mermer endüstrisinde, gerek mermerin ocaktan üretim sürecinde ön projelendirme aşamasında, gerekse mermer işleme tesislerinde işlenmesinde, kesim teknolojisinde, mermerin kullanım yerinin optimizasyonunda, mermerin mühendislik özelliklerinin belirlenmesi ve araştırılması önemli bir konu olarak görülmektedir. Mermerlerin fiziksel ve jeomekanik özelliklerinin bilinmesi, mermer işlenmesi ve kullanımında belirleyici bir kriter olmakta ve ayrıca mermerlerin bu özellikleri de alıcı tarafından da talep edilmektedir. Ülkemizde bu yöndeki çalışmalar, henüz yeterli düzeye ulaşamamış olup mermercilik ile uğraşan kurum ve kuruluşlar tarafından, mermer özelliklerinin tüm detay inceleme ve irdemeleri yapılması gerekliliği önem kazanmaktadır. Bu bilgilerin tasnifi

ile mermerlerimizin, iç ve dış piyasalardaki pazar payında, önemli gelişmeler sağlanacağına inanılmaktadır. Günümüz gelişen kaya mekaniği ve zemin mekaniği analiz yaklaşımları ile, mermerlerin yapı ve dekorasyon teknolojisinde endüstriyel bir hammadde olabilirliği ve ticari piyasalarda kabul edilen standartlara uygunluğu irdelenebilmektedir. Bu amaçla, optimum kullanım yerlerinin belirlenmesi konusunda jeomekanik analiz yöntemleri geliştirilmiştir.

Günümüzde mevcut olarak uygulanan mermer deney ve analiz sistemleri, mermer türlerinin karakterizasyonu için bir dizi tekno-mekanik parametreleri kullanabilmektedir. Bu parametreler ya doğrudan ölçülebilmekte veya tanıtımsal ölçeklerle belirlenebilmektedir. Bu ölçme teknikleri, *kaya mekaniği prensipleri çerçevesinde yapılarak*, mermer karakterizasyonunun bel kemiğini oluşturmaktadır. Mermer karakterizasyonu ve genel tasarım prosedürleri arasındaki ilişki Şekil 1 de sembolize edilmiştir.



Şekil 1. Mermer karakterizasyonu - tasarım prosedürleri ilişkisi.

Mermer karakteristikliklerinin belirlenmesi için kullanılan, deneysel veri analizlerinin irdelenmesi prensibine dayanan teorik yaklaşımlar ve veri analizi prosedürleri literatürde tanımlanmaktadır. Genel olarak, mermer karakteristiğini tüm detayları ile tanımlayabilmek için, mermer türleri ile ilgili olarak:

- Fiziksel özellikler,
- Mekanik özellikler,
- Kimyasal özellikler,
- Petrografik özelliklerin

belirlenmesi gerekmektedir. Bu özelliklerin belirlenmesinde uygulanacak deneysel metodlar ve numune boyutlandırması, deney türleri bazında TS 699 standardına ve

ISRM standartlarında verilmiştir. Jeomekanik analiz bulgularından elde edilen elastisite özellikleri, çekme ve eğilme basınç dayanımları, makaslama basınç dayanımları, deviatörel basınç dayanımları, tabii don tesirlerine dayanım ve ultrases geçirgenlik kriterleri gibi mermerin mühendislik özellikleri, mermer türlerinin kullanım yerlerinin optimizasyonunda genelde kullanılan irdeme tekniğini oluşturmaktadır. Ancak, inşaat sektöründe yapı ve kaplama malzemesi olarak kullanılacak mermerler, sürekli farklı sıcaklık ortamlarında bulunmaları sebebiyle, yapısal parçalanmalara maruz kalmaktadır. Hatta, ısıtma panellerinde dekoratif süs taşı olarak kullanımı istendiğinde, mermer plakları farklı sıcaklık değişimlerinde yapısal olarak bozulmaması ve ısı özelliklerinin iyi olması gerekmektedir. 800 - 900 °C de kalsine olan mermer, oda sıcaklığından başlayarak yüksek sıcaklıklarda iç yapısal olarak farklı karakter göstermesine rağmen, daha yüksek sıcaklıklarda iç yapısal gerilme çatlamlarına maruz kaldığından her tür mermer için tekno mekanik özelliklerinin sıcaklık ile değişimi de belirlenmelidir. Ayrıca, gerek iç cephe ve gerekse dış cephede farklı amaçlarla kullanılacak mermerlerin optimum kullanım yeri ile ilgili olarak mermerin yapısal olarak bozunmasını ve ayrışmasını incelemek için bir dizi test tekniklerinin geliştirilerek, inşaat sektöründe uygun kullanım yerlerinin detay olarak belirlenmesi gerekmektedir. Bu amaçla, İngiliz BRE (Building Research Establishment, 1990) araştırma merkezi tarafından tavsiye olunan billurlaşma ile ağırlık kaybı, doygunluk katsayılarının belirlenmesi gibi bir seri parametrelerinde tanımlanması, mermer karakterizasyonunda yarar sağlamaktadır.

Üniversite - sanayii işbirliğinde, mermer teknolojisinin bilimsel ve teknik açıdan geliştirilmesi kapsamında, Süleyman Demirel Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık Fakültesi ve Özermermer (Özerler Holding A.Ş.) tarafından yürütülmekte olan bir araştırma projesinde, farklı yörelere ait değişik mermer türlerinin, kullanım yerlerinin seçimi amacıyla jeomekanik analizleri sürdürülmektedir. Mermer teknolojisine yeni bir boyut kazandırmak için mermerlerin değerlendirilmesinde etkili olan faktör ve parametrelerin değişik analiz teknikleri ile irdelenmesi yapılmaktadır. Bu makalede, farklı mermer türleri üzerinde hazırlanan standard numuneler kullanılarak jeomekanik analiz incelemelerinin bulgular özet olarak sunulmaktadır. Mermer türlerinin değişen atmosferik ortamlardaki karakteristik değişimleri üzerine geliştirilmiş analiz teknikleri tanımlanarak uygulama bulguları sunulmakta ve mermer tenolojisine yeni bir boyut kazandırılmaktadır.

2. FARKLI ATMOSFERİK ORTAMLARDA KRİSTALİZASYON TESTLERİ

İnşaatlarda yapı ve kaplama malzemesi olarak kullanılacak mermerlerin değişen atmosferik ortamlardaki karakteristik değişimlerini ve dayanımlarını analiz etmek amacıyla, bir seri deneyler gerçekleştirilmektedir. Bu deneyler genel olarak; *Billurlaşma Testi*, *Doygunluk Katsayısı Testi*, *Asit Tesiri Testi*, *Porozite Testi*, *Nemli ve Kuru Ortamlarda Çözünme Testi*, *Farklı Sıcaklıklarda Su Emme Testi*dir. deneylerin uygulama yöntemi birbirinden farklı olup, analiz prosedürleri İngiliz Standardları BS 680 (1980), BS 5628 (1985), BS 5642 (1988), BS 8298 (1989) da açıklanmıştır. İnşaat sektöründe farklı amaçlar için kullanılacak kayaç türleri için bu deneylerin uygulanabilirliği Çizelge 1 de verilmiştir.

Çizelge 1. Farklı kaplama taşları için gerekli testler.

Kaplama Taşı	Kullanım	Billurlaşma Testi	Doygunluk Katsayısı Testi	Asit Tesiri Testi	Porozite	Nem/Kuru Ortam Testi
Mermer	Genel	●	%	✓	%	✓
Kumtaşı	Genel	%	%	%	%	✓
Kumtaşı	Özel durumlar	●	✓	●	✓	✓
Slate Arduvaz	Çatı	✓	✓	%	✓	●
Slate Arduvaz	Duvar tepeliği	✓	✓	●	✓	●
Slate Arduvaz	Nemli ortam döşemesi	✓	✓	●	✓	●

● : Bu testler, Kayaç kütle numuneleri üzerinde yapılabilir.

% : Bu testler, özel durumlar için gerekli duyulabilir.

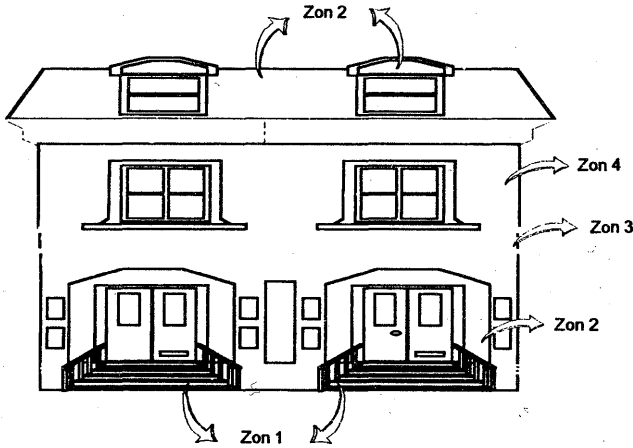
Mermerler, dış mekanlarda kaplama malzemesi olarak kullanıldığında, mermerlerin çözülmesi olgusu gündeme gelmektedir. Atmosfer ortanlarında zamanla yavaşta olsa kimyasal ve fiziksel etkilerle mermerler belirli bir değişime uğrarlar. Çözünme şiddeti her mermerde aynı olmayıp, mermerin kimyasal bileşimi, yapısı ve su emme özelliğine bağlıdır. Az su emen ve çözünme derecesi düşük, ağırlık kaybı az olan mermerler, binaların dış cephe uygulamaları için ideal bir malzeme olarak görülebilir.

Mermerlerin çözünme derecesi, billurlaşma etkisiyle ağırlık kaybı analizinin yapılması sonucu belirlenebilmektedir. Standard olarak hazırlanan mermer numuneleri, yaklaşık 180 saatlik bir zaman dilimi sürecinde sodyum sülfat dekahidrat çözeltisi etkisinde, billurlaştırma işlemine tabi tutulurlar. Bu sürede, belirli zaman aralıklarında mermer

örnekleri soğutma, kurutma ve tekrar billurlaştırma işlemleri ardışık olarak tekrarlanır. Sonuç itibarıyla, mermer örneklerinin kristal yapısındaki değişim ve diğer mühendislik özelliklerindeki karakteristik etkileşim incelenir. Analiz bulgularından bazı olarak belirlenen ağırlık kaybı parametresi, Çizelge 2 de verilen skala değerine bağımlı olarak, mermerin inşaat sektöründe tanımlanan kullanım zonları ile ilgili bir değerlendirme yapılabilir. İnşaatların dış cephesinde mermerin kullanım yeri, zonlar itibarıyla Şekil 2 de sembolize edilmiştir.

Çizelge 2. Mermer kullanım yerinin billurlaşma etkisine göre optimizasyonu.

Billurlaşma Kaybı	İç Cephe		Dış Cephe	
	Ilık Ortam	Soğuk Ortam	Ilık Ortam	Soğuk Ortam
< 1	1 - 4	1 - 4	1 - 4	1 - 4
1-5	2 - 4	2 - 4	2 - 4	2 - 4
5-15	3 - 4	3 - 4	-	-
15-35	3 - 4	4	-	-
> 35	4	-	-	-



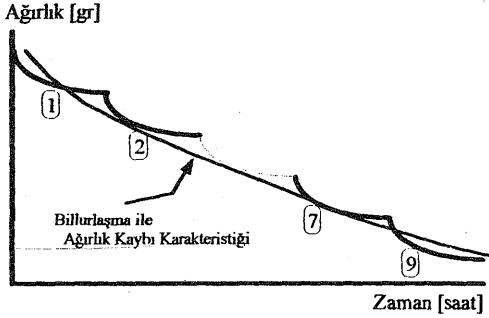
Şekil 2. Mermerin dış cephede kullanımı.

3. DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Mermerlerin, değişik atmosfer ortamlarında (tabii don ve artan sıcaklık etkisi) karakteristik özelliklerinin etüdü amacıyla Mermer Teknolojisi Laboratuvarında farklı yörelere ait değişik renk ve özelliklere sahip mermer türleri üzerinde deneyler yapılmıştır. Bu mermer türlerinden dikkat çekici olan 6 değişik türün, analiz bulguları burada özet olarak sunulmaktadır:

- | | | | |
|-----------------|-----------|----------------|-----------|
| ● Avrupa Beyazı | - Muğla | ● Finike-Limra | - Antalya |
| ● Kırçıçeği | - Afyon | ● Siyah Lale | - Afyon |
| ● Kumru | - Antalya | ● Ünye Taşı | - Ordu |

Mermer türleri üzerinde billurlaşma etkisi ile ağırlık kaybının belirlenmesinde, belirli bir zaman süresinde sodyum sülfat dekahidrat etkisine maruz bırakılan mermer örneklerinin her 12 saatlik zaman dilimindeki karakteristik yapısı ve ağırlık değişimi etüd edilmiştir. Mermer yapısındaki karakteristik değişim, fonksiyonel olarak ayrı ayrı zaman dilimlerinde irdelenmiş ve sembolik karakteristik değişimi Şekil 3 de verilmiştir.



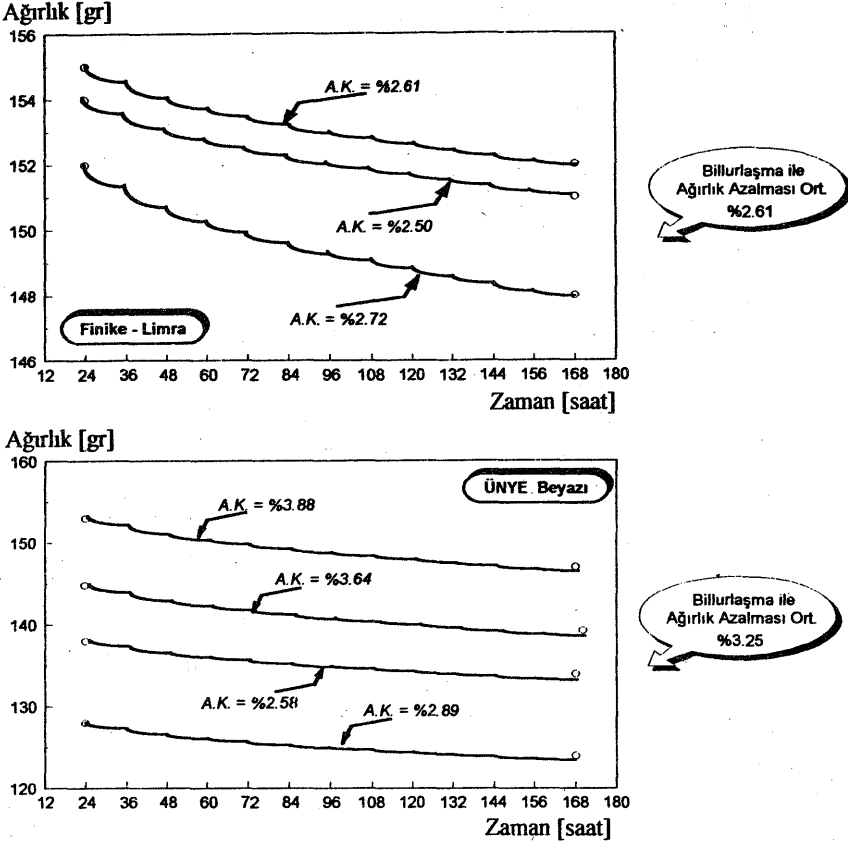
Şekil 3. Billurlaşma etkisinde ağırlık kaybı karakteristik değişimi.

Farklı yörelere ait mermer örnekleri üzerinde yapılan billurlaşma testlerinin analiz bulgularından Şekil 3 de verilen karakteristik yaklaşım benzer şekillerde elde edilmiştir. Finike - Limra taşı ve Ünye taşına ait karakteristik bulgular Şekil 4 de verilmiştir.

Şekil 4 irdelendiğinde, Finike - Limra taşı ve Ünye taşına ait ağırlık kaybı yüzdeleri %1 - 5 arasında bir değerde elde edilmiştir. Buna göre, bu her iki tür taş inşaat yapılarında gerek iç cephede ve gerekse dış cephede yer döşemesi ve merdiven döşemesi hariç diğer tür kaplama ve yapı elemanları olarak kullanılabileceğini göstermektedir.

Mermer türleri üzerinde sıcaklık değişim etkisinin araştırılması, iki farklı analizle irdelenmiştir.

- Mermerin tabii don tesirine dayanım etkisi (-25 °C)
- Mermerin değişen sıcaklık tesirlerine dayanım etkisi (20°C - 200°C).



Şekil 4. Mermer türlerinin billurlaşma etkisinde ağırlık kaybı değişimi.

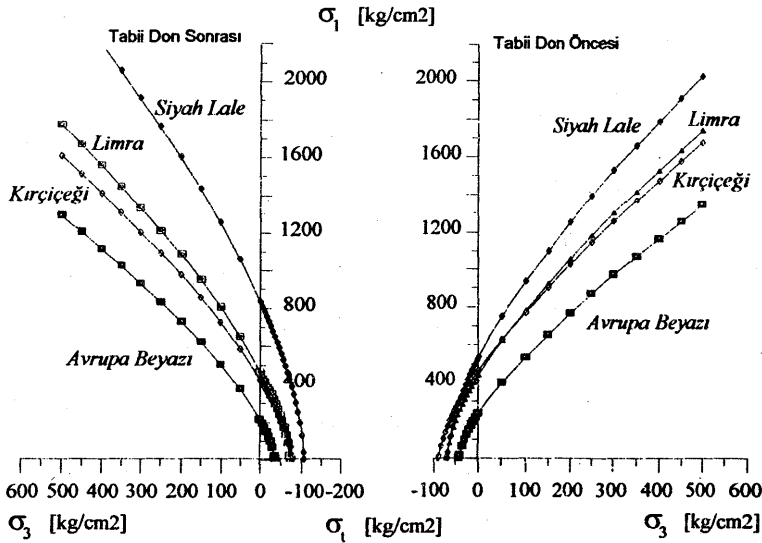
Mermerin tabii don etkisine dayanıklılık ve don sonu basınç dayanımının belirlenmesi amacıyla TS 699 a göre ilgili deneyler standarda uygun olarak gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada, -25°C ye kadar inebilen ve bu sıcaklık değerinde sabit kalabilen soğuk hava dolabı ve ELE marka 300 tonluk hidrolik pres birlikte kullanılmıştır. Tabii don etkisine dayanım deneylerinden elde edilen analiz bulguları ile, her bir mermer türü için asal basınç dayanım değerlerine (σ_1 , σ_3) ve çekme dayanımı (σ_t) bağımlı olarak Hoek & Brown kriteri ile irdelenmiştir.

Değişen sıcaklık etkisinin incelenmesi amacıyla 20°C - 200°C sıcaklık ortamlarında tutulan mermer örnekleri üzerinde basınç dayanımı ve ultrases geçirgenlik deneyleri yapılmıştır. PUNDIT C.N.S. marka sismik hız ölçer alet ile boyuna dalga hızlarının ölçüldüğü deneyler sonucunda, ultrases hızının numune içinden geçiş süresi ve

numunenin boyundan yararlanarak ultrases hız değeri ile, mermer örneklerinin dinamik elastisite ve rijitlik modülleri belirlenmiştir.

Değişik mermer türleri üzerine laboratuvar da tabii don tesirlerine dayanım ve (+) sıcaklık ortamlarındaki karakteristik değişim özelliklerinin belirlenmesi üzerine yapılan analiz bulguları, asal basınç gerilmelerine bağımlı kırılma mod kriter grafikler çizilerek irdelenmiştir. Mermer türlerine ait bu karakteristik inceleme bulguları Şekil 5 de verilmiştir.

Şekil 5 irdelendiğinde, genel bir sonuç olarak Avrupa Beyazı ve Kırçiçeği mermerinin tabii don öncesi dayanımlarının tabii don sonrası %3 - %5 oranlarında düştüğü gözlenirken, Siyah Lale ve Limra mermerlerinde ise bu olgunun tersi bir durum söz konusu olmaktadır. Diğer bir deyişle, tabii don tesirlerine maruz kalan bu mermerlerin basınç dayanım değerlerinde bir iyileşme gözlenmektedir. Bu özellik itibarıyla bu tür mermerlerin, soğuk iklim bölgelerinde dış cephe kaplama malzemesi olarak kullanılabileceğini göstermektedir. Diğer bir olgu ise, aynı tonda bir renge sahip ve desen itibarıyla da aynı görünümü sergileyen mermer türleri arasında da tabii don tesirlerinin farklı sonuçlar verdiği gözlenmiştir. Bunda etkili unsur, mermerin gözeneklilik derecesi ve su emme oranının yüksek olmasından kaynaklanmaktadır.



Şekil 5. Mermerlerin basınç dayanım karakteristiği.

Ancak, değişen sıcaklık ortamlarında mermerin nasıl bir karakteristik basınç dayanım özelliği sergileyeyeceği üzerine yapılan analizlerde, sıcaklık değerinin artması ile mermerlerin iç yapısında bir değişime uğradığı ve mermerin bünye suyunu tamamen kaybettikten sonra kompakt bir yapıya büründüğü gözlenmiştir. Deneylerde nominal boy/kalınlık oranı 1/1 olan kübik numuneler örnek olarak kullanılmıştır. Sıcaklık değişiminin mermer üzerine etkisini sembolize etmek amacıyla 10x10x10 cm küp boyutlarında Finike-Limra ve şistozite düzlemine paralel konumda alınan 5x5x5 cm küp boyutlarında Avrupa Beyazı ve homojen yapıya sahip olan Kumru, Siyah Lale ve Kırçıçeği mermer türleri kullanılmıştır. Değişen sıcaklık değerinde mermer türlerinin ses geçirgenlik özelliği ve dinamik elastisite özelliğindeki değişim ise mermer türleri için Şekil 6 de verilmiştir. Şekil 6 incelendiğinde, ortam sıcaklığının artışı ile birlikte ses geçirgenlik karakteristiğinin düşme yönünde bir eğilim gösterdiği belirlenmiştir. Bunun paralelinde dinamik elastisite ve rijitlik modüllerinde değer olarak azaldığı gözlenmiştir. Analiz bulguları çerçevesinde, mermer türleri için belirli bir sıcaklık aralığında, basınç dayanım karakteristiğinin çok hızlı bir değişim gösterdiği izlenmektedir.

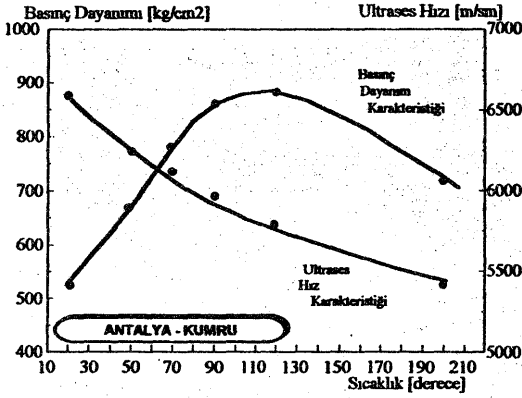
Burada vurgulanmaya ve tanımlanmaya çalışılan analiz yöntemleri yardımıyla, mermer türleri için en uygun kullanım yeri optimizasyonunun sağlanabileceği düşünülmektedir. Değişen atmosferik ortam şartlarında, yapı ve kaplama amaçlı olarak kullanılacak tüm mermer ve doğal yapı taşlarının detay olarak irdelenmesi yapılmalıdır.

4. KAYNAKLAR

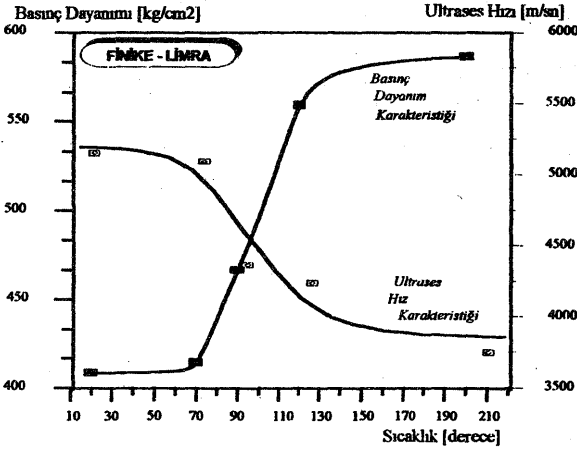
BRE, 1990, Building Research Establishment Co., A Technical Report, Volume I, London.

Gündüz L., Şentürk A., ve Sarıışık A., 1995, " Mermer Türlerinin Farklı Sıcaklıklardaki Tekno Mekanik Karakteristiklikleri", Mühendislikte 20. Yıl Semp., ZKÜ Mühendislik Fakültesi, 5-6 Ekim 1995, Zonguldak.

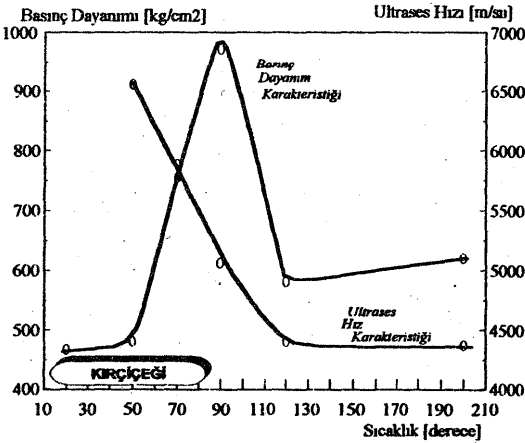
Şentürk A., Gündüz L. ve Sarıışık A., 1995, " Yapı ve Kaplama Taşı olarak Kullanılan Endüstriyel Kayaçlara Teknik Bir bakış", D.E.Ü. Endüstriyel Hammaddeler Semp'95, Nisan, İzmir.



Sıcaklık Değişim Aralığı
75 - 125 derece



Sıcaklık Değişim Aralığı
65 - 135 derece



Sıcaklık Değişim Aralığı
60 - 115 derece

Şekil 6. Mermerlerin sıcaklığa bağımlı tekno-mekanik karakteristiği.

BAZI MERMER ÖRNEKLERİNDE SİSMİK HIZLARIN YAPAY SÜREKSİZLİK DÜZLEMLERİYLE DEĞİŞİMİ

SEISMIC WAVE VELOCITY CHANGES IN SOME MARBLE SAMPLES THROUGH THE MEDIUM OF ARTIFICIALLY CREATED DISCONTINUITY PLANES

D. Mamurekli, S. Kulaksız ve B. Ünver
Hacettepe Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Beytepe, Ankara

ÖZET

Sismik dalga hızlarını kullanarak bir kayacın Elastisite Modülü Rijidite Modülü, Poisson Oranı, süreksizlik düzlemleri(çatlak, klivaj sistemleri) gibi. bazı yapısal özelliklerini tesbit etmek mümkündür.

Bu çalışmada, homojen sayılabilecek bazı mermer örnekleri üzerinde yapay olarak yaratılan süreksizlik düzlemlerinde orijinal duruma göre sismik hızlarda ortaya çıkabilecek azalmalar deneysel olarak incelenmiştir.

ABSTRACT

Using seismic wave velocities, various rock parameters could be determined such as Elasticity Modulus, Rigidity Modulus, Poisson Ratio, discontinuity planes (fissures, cleavage) etc.

In this study, possible decrements of seismic wave velocities on artificially created discontinuity planes of some homogeneous marble samples were experimentally examined.

1. GİRİŞ

Yapay olarak yaratılan sismik dalga hızlarının jeolojik çalışmalarda, maden yatağının araştırılmasında ve sahaya ait bir takım özgün bilgilerin elde edilmesinde kullanılması oldukça yaygın bir yöntemdir. Laboratuvar ölçeğinde yapılan çalışmalarla yapay sismik dalga hızları kullanılarak bir kayacın Elastisite Modülü Rijidite Modülü, Poisson Oranı, süreksizlik düzlemleri(çatlak, klivaj sistemleri) vb. birçok yapısal özelliği tesbit edilebilmektedir.

Ayrıca, açık ocaklarda patlatma basamaklarının tasarımı için gerekli delik düzenlemeleri ve bunlara bağlı olarak en uygun patlayıcı madde cinsi ve miktarının seçiminde önemli etkisi olabilmektedir. Uygulanacak olan tasarımın gerçekte başarılı sayılabilmesi için ortam kayaç jeomorfolojik yapısının iyi analiz

edilmesi gerekmektedir. Patlatma kaynaklı birincil ve ikincil şok dalgalarının ortam içerisinde iyi bir kırma, parçalama mekanizması oluşturması süreksizlik düzlemlerinin yapı, şekil ve miktarına bağlı olarak değişimler göstermektedir. Bu durum, hangi tip dalganın hangi koşullarda nasıl bir davranış gösterdiği sorusunu akla getirmektedir.

Bu çalışmada, laboratuvarında, daha önceden çeşitli sahalardan alınmış mermer bloklarından alınan sondaj karotları üzerinde yapay olarak değişik açılarda yaratılan süreksizlik düzlemleri boyunca sismik hızlarda ortaya çıkan değişimler ile orijinal (kesilmeden önce) durumun karşılaştırmalı grafiksel gösterimleri sunulmuştur. Ölçülen parametreler karotların boyu, yapay süreksizlik düzlemlerinin yatayla yaptığı açılar ve P, S dalgalarının ortama bağlı hızlarıdır.

2. SİSMİK DALGALAR VE ÖZELLİKLERİ

Sismik dalga hareketi; katı, sıvı ve gaz ortamlarda, dalganın yayılımı sırasında, meydana getirdiği sıkıştırma etkisinin birim zamanda ortaya koyduğu yerdeğiştirme özelliği olarak açıklanabilir.

Sismik dalgaları, kayaç ortamı içerisinde, bir noktada başlatılan enerjinin diğer bir noktaya taşınması işlevini gören araçlar olarak tanımlayabiliriz. Böyle bir taşınmanın gerçekleşmesi, ortama başlatıcı olarak uygulanan ve ortam tanecik yapısının denge halinden sapmasına neden olan belirgin kuvvetlerle olmaktadır. Ortamda, uygulanan böyle bir kuvvet sonrası taneciklerin yerdeğiştirme hareketi, kohezyon kuvvetlerini aşıyorsa hareket elastik olmayan (geri-dönüşümsüz), eğer bağ kuvvet sınırları arasında kalıyorsa elastik yani yapıyı bozmadan iletilebilen bir deformasyona neden olmaktadır. Elastik bir dalga hareketi sonrası, kütsel bir nakil hareketi yoktur, sadece ortamı oluşturan taneciklerin salınım ve dönme gibi denge durumlarından sapmasıyla meydana gelen bir enerji geçiş hareketi söz konusudur. Böyle bir geçiş sırasında iki çeşit hız rejimi söz konusudur:

- Meydana gelen sismik dalganın ortamın yoğunluğu ile orantılı olarak ortamdan bağıl geçiş hızı,

Dalganın geçişi sırasında dalga enerjisinin iletişimi ile oluşan ortam tanecik salınım hızı.

Birinci durumdaki hız her zaman ikinci durumdaki hızdan çok daha büyük olmaktadır.

Doğada, mükemmel bir sürekliliğe sahip, homojen bir ortam pek görülmediğinden, yapı içerisindeki çeşitli düzensizlikler sismik dalga yayılımı esnasında, yayılım enerjisinde kayıplara neden olmaktadır. Sismik bir dalganın yayılımı esnasında etkin parametreler; ortamın sönümlenme katsayısı, jeolojik yapı, dalga çeşidi, ortamdaki süreksizlikler, frekans, dalganın geliş açısı, başlatıcı kaynağın kuvveti vb. dir.

Birçok şekillerde yaratılan sismik titreşimler yayılım hattı boyunca eklemli, kırıklı, faylı ve diğer kesikli bölgelerden geçerken çeşitli yönlerde dağılıma uğrarlar. Özellikle, titreşim hareketlerinin yatay bileşenleri böyle bir kesikli yapının geçilmesi sırasında süreksizlik düzlemleri arasında tutulabilirler. Kayaç yapısı içerisinde yayılan dalganın değişik yönlerdeki hareketi ortamdaki doğal süreksizliklerle doğrudan ilişkili olmaktadır.

2.1. Bünye Dalgaları

Baskı yada birincil (P) dalga ve kesme yada ikincil (S) dalga olmak üzere iki çeşit bünye dalgası vardır. P dalgaları baskıya karşı dayanım gösterebilen hertürlü ortamda yayılırken S dalgaları sadece şekilsel değişime karşı direnç gösterebilen katı materyallerde oluşabilmektedir.

2.1.1. P Dalgaları

Herhangibir başlatıcının enerjisini, bulunduğu ortamın hemen yakın çevresine, tanecik veya moleküler baskı hareketiyle taşıyan, frekans ve hızı yüksek dalga çeşididir. Hızlarının fazla olması nedeniyle kayıt merkezlerine ilk gelen dalgalardır. İçerisinden geçtikleri cisimlerin zerrecelerini birbirlerine yaklaştırır veya uzaklaştırır; bu nedenlerden dolayı kompresyon (baskı) dalgaları olarak da isimlendirilirler.

P dalgalarının hızı (V_p), yayıldığı ortamın özelliklerine, rijidite ve yoğunluğuna bağlı olarak aşağıdaki eşitlikle açıklanabilir.

$$V_P = \sqrt{\frac{B + \frac{4}{3}G}{\delta}} \quad (1)$$

Eşitlikten anlaşılacağı üzere Bulk Modülünün sıfır olduğu, cismin şekil değişikliğine karşı direncinin sona erdiği hallerde bile, P dalgalarının hızı belirli bir değer taşır. Bunun anlamı, P dalgalarının sıvı ve gaz gibi gevşek ve hareketli moleküler yapıya sahip maddeler içerisinde de geçebilmesidir.

2.1.2. S Dalgaları

Hızları P'ye kıyasla daha az olan ve bu nedenle kayıt merkezlerine ikinci olarak gelen dalgalarlardır. Yayılma doğrultusuna dik düzlem üzerinde "aşağıya yukarıya" doğru bir tanecik hareketine sahiptirler; bu bakımdan bunlara enine dalgalar denir. S dalgası materyalin elastik şekil değişikliğine karşı gösterdiği dirençle ortaya çıkar, dolayısı ile cismin rijiditesine bağlıdır. Hacim değişikliği olmaksızın, kayma hareketleri (shearing) sırasında ortaya çıktıklarından, kayma dalgaları veya rotasyon dalgaları olarak da adlandırılırlar.

S dalgasının yayılma doğrultusundan geçen düşey düzlem içindeki bileşenine S_v , yatay düzlem içinde bulunan ve yayılma doğrultusuna dikey olan bileşenine ise S_h denir. S dalgasının hızı (V_S), aşağıdaki eşitlikle ifade edilebilir.

$$V_S = \sqrt{\frac{G}{\delta}} \quad (2)$$

Eşitlik 1 ve 2 için;

V_P, V_S = P ve S dalgalarının hızı, m/s

G= Dinamik rijidite modülü, Pa

δ = Yoğunluk, kg/m³

B= Bulk modülü (cismin hacim değişikliğine karşı direnci)

Eşitlik 2 den de anlaşılacağı gibi, S dalgasının hızı içinden geçtiği kütlenin rijiditesine ve yoğunluğuna bağlı olarak değiştiğinden bilhassa maddeyi

oluşturan moleküler bağların zayıflığı ile doğru orantılı olarak azalmaktadır. Bu durum, yer kabuğunun sıvı yada boşluklu yapı kapanımlarının olduğu bölgelerinde dalga iletişiminin çok yavaş olabileceği yada hiç olamayacağı anlamına gelmektedir. Bu dalgalar aynı düzlemde fakat değişik yönlerde hareket gösterirler. Dalganın geçişi sırasındaki taneciklerin titreşim hareketi birbirlerini çekici yönde olup tanecik arası bağların parçalanmasında çok daha etkin rol oynarlar.

3. YÖNTEM

Anakayaçtan alınan, üzerinde deney yapılacak olan karotlar, ilk etapta makroskobik olarak incelemeye tabi tutulmuştur. Bu incelemede gözönüne alınan parametreler; numunenin boyu, çapı, varsa çatlak sistemi ve bu sistemin açıklanması, şistozite, çatlağın şekli ve numune ile ilgili diğer bilgilerdir.

Makroskopik inceleme sonucu gözlenen yapı özellikleri Çizelge 1 de verilmektedir. Kodlanmış olan karotların, sadece B örneklemeleri kireçtaşı olup, diğer hepsi mermer blokları üzerinden alınmıştır. Aynı blok üzerinden birden fazla örneğin alınması, orijinal ve yapay süreksizlik yaratılan numunelerde aynı yapısal özelliğin korunmasının gerekliliğindendir. Bunun nedeni yapılacak deneylerde araştırmanın hedefini diğer etkileyici parametrelerden mümkün olduğunca uzak tutmak ve sadece yapay süreksizlik düzlemlerinin etkisini dikkate almaktır.

Çizelge 1. Karot Örneklerinin Makro Yapı Tanımlaması

Kod No	Renk	Görünüm	Kristalleşme	Süreksizlik
K ₃	Beyaz-grimsi beyaz	Homojen	Orta-ince	40°'lik düzgün ve tek yönlü
B	Bej-sarımsı beyaz	Tıkız	Gözle seçilemiyor	Değişik yönlü ve düzgün olmayan, çok sayıda açık kahverengimsi (FeO _x) kalsit dolguları
G	Beyaz-gri	Tıkız	Seçilemiyor	B ile aynı
F	Sütbeyazı	Tıkız	Seçilemiyor	Görülüyor
K ₁ K ₂	Beyaz-grimsi beyaz	Homojen	Orta-ince	Görülüyor
A, D	Beyaz	Tıkız	Seçilemiyor	Görülüyor
E	Beyaz-grimsi beyaz	Homojen	İnce	Görülüyor

Kayaç numuneleri üzerinde makroskobik olarak incelemeler yapıldıktan sonra laboratuvarında bu örneklerin sismik hızları ölçülmüştür. Sismik dalga hızlarının ölçülmesinde her bir örnek içerisinde yaratılan dalga (P veya S) geçiş zamanları kullanılmıştır. Geçiş zamanlarının belirlenmesinde *2007H Sismik Analiz Cihazı* kullanılmıştır. Cihaz, çok basit anlamda alınan dalga şekil ve büyüklüğünü gösterecek bir osilasyon görüntü elemanı ile iç yapısında puls yaratan ve belirli aralıklarla titreşimi nakil kristaline veren bir mekanizmadan (Metrotek P105A) oluşmaktadır. Her pulsun görüntüleme işlemi 0.25 saniye ekranda tutulur.

Orijinal ve yapay süreksizlik düzlemi yaratılan (45° , 60° , 90°) karot örnekleri üzerinde yapılan ölçüm değerleri, sismik analiz cihazı ile oluşturulan P ve S dalgalarının, verici-alıcı algılayıcılar arasındaki karot örneklerinden, mikrosaniye (μs) cinsinden net olmayan geçiş zamanlarıdır. Bu nedenle, algılayıcılar arasındaki örneğin içinden geçen dalganın net geçiş zamanının ortaya konması için deneye başlamadan önce verici-alıcı algılayıcılar birbirleriyle temas edilerek, *kalibrasyon geçiş zamanı* bulunur. Bu zaman daha sonra deneylerle elde edilenlerden düşülerek *özgün geçiş zamanları* hesaplanabilir. Grup ölçüm değerlerine göre grafiksel gösterimlerde; y-ekseni sismik dalga geçiş zamanını (μs), x-ekseni ise karot boylarını (mm) ifade etmektedir (Şekil 1).

Hız=Yol/Zaman bağıntısından her bir numunedeki orijinal sismik hızlar bulunup hesaplanmış ve değerler okunup hesaplandıktan sonra numuneler karot kesici ve aşındırıcı (Cutrock -Core Trimmer) da 45° , 60° , 90° açılar verilerek kesilmiştir. Kesim işleminden sonra sismik dalga geçiş zamanı ölçümleri yapılarak, dalga hızları tekrar hesaplanmıştır.

4. SONUÇLAR

Gruplar şeklinde ayrılmış kayaç örnekleri üzerinde yapılan deney sonuçlarına göre hesaplanan sismik dalgaların geçiş hızlarını değerlendirilmiş ve aşağıda özetlenen sonuçlar elde edilmiştir:

- A grubu için; sırasıyla 45° - 60° yapay süreksizlik düzlemlerinde, orijinal örnekteki değerlere göre önemli bir V_p azalması gözlenmezken (0.98-0.90),

V_s değerlerinde yarı yarıya yakın bir düşme ortaya çıkmaktadır (0.57-0.53). 90° için 60° değerlerine göre yine oranlar korunarak V_p ve V_s lerde hafif yükselmeler (sırasıyla 0.95 ve 0.64) görülmektedir.

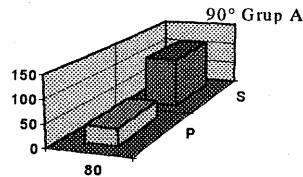
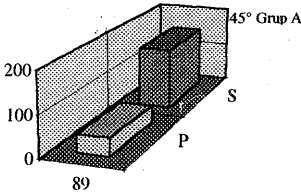
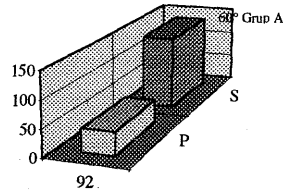
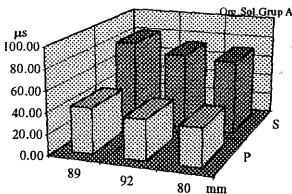
- B grubu için; 45° - 60° yapay süreksizlik düzlemlerinde bir önceki grupla kıyaslanırsa , orijinal örnekteki değerlere göre biraz daha fazla V_p azalması gözlenmiş (0.92-0.86), V_s değerlerinde ise 45° için yarıdan fazla bir düşme ortaya çıkarken (0.46), 60° için önceki gruptaki oranlara varılmıştır (0.54). Burada açıyla orantılı daha fazla hız azalmasının, kireçtaşının formasyon yapısındaki çatlak süreksizliklerinden kaynaklandığını söyleyebiliriz.
- D grubu için; V_p değerlerinde genelde 0.90 oranlarında azalma gözlenirken, V_s değerlerinde 0.50-0.66 oranlarında azalmalar görülmektedir.
- E grubu için; 45° - 60° yapay süreksizlik düzlemlerinde, sırasıyla 0.85 ve 0.92 lik V_p azalması gözlenmekte, V_s değerlerinde ise 45° için yarı yarıya bir düşme ortaya çıkarken (0.43), 60° için önceki gruptakilere oranla düşüşte bir miktar azalma (0.69) gözlenmektedir.
- F grubu için; 45° - 60° yapay süreksizlik düzlemlerinde, V_p azalmasında bir değişim gözlenmemekte (0.92), V_s değerlerinde ise 45° için 0.77 lik 60° için ise 0.53 oranında azalmalar elde edilmiştir.
- G grubu için; 45° , 60° , 90° yapay süreksizlik düzlemlerinde, orijinal örnekteki değerlere göre V_p azalmasında önemli bir değişim gözlenmezken (0.92-0.97), V_s değerlerinde açının yükselmesi ile birlikte azalma oranlarında düşüş gözlenmektedir (sırasıyla 0.48, 0.52 ve 0.74).
- K grubu için; 45° , 60° , 90° yapay süreksizlik düzlemlerinde, orijinal örnekteki değerlere göre V_p azalmasında önemli bir değişim gözlenmezken (0.90-0.95), V_s değerlerinde açının yükselmesi ile birlikte bir önceki grupta olduğu gibi azalma oranlarında düşüş gözlenmektedir (sırasıyla 0.48, 0.58 ve 0.66).

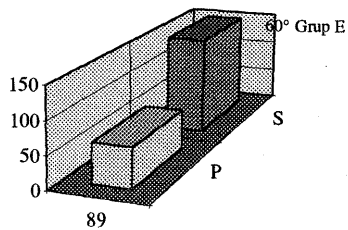
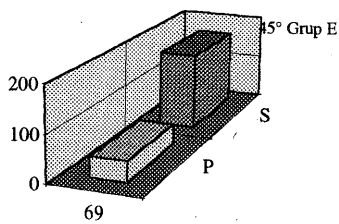
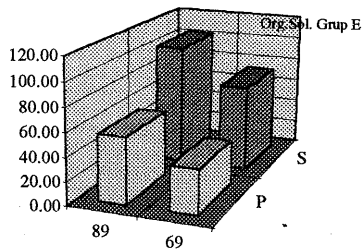
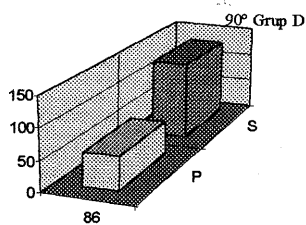
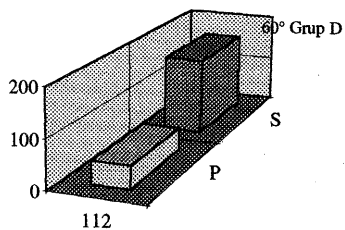
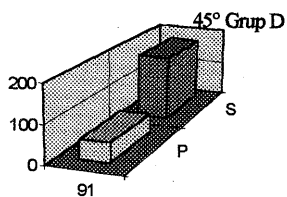
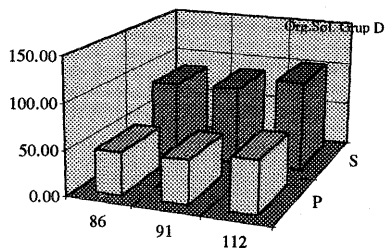
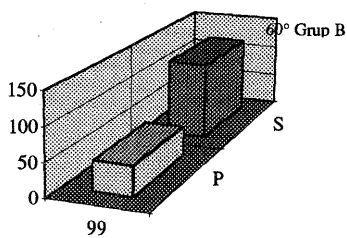
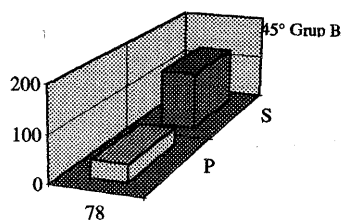
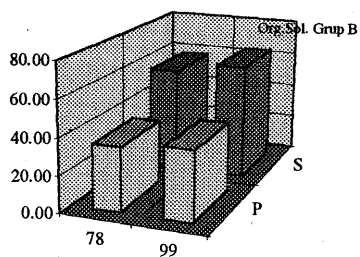
Yukarıda elde edilen sonuçlara ilişkin etkileyici faktörlerden başlıcaları; şehir elektrik şebekesinden kaynaklanan voltaj değişimi, gresyağının yüzeylere eşit kalınlık oluşturacak şekilde sürülemediği olması, okuma esnasında uygulanan kuvvette üniform bir dağılım sağlanamaması, yapay süreksizlik oluşturulan karot parçalarını birarada tutmak için kullanılan kelepçenin yüzeyleri tam temas

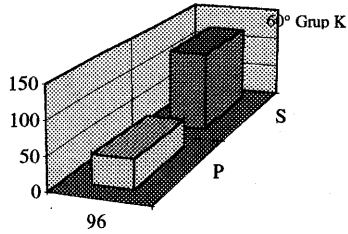
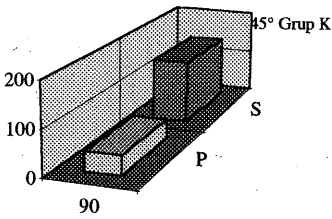
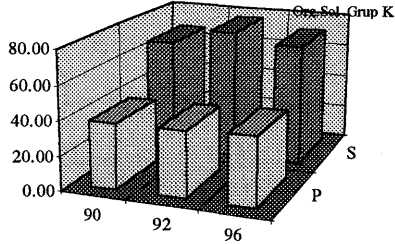
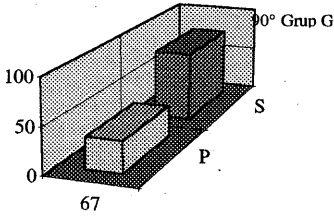
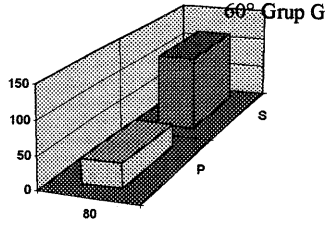
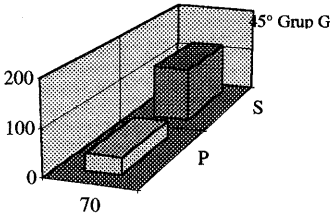
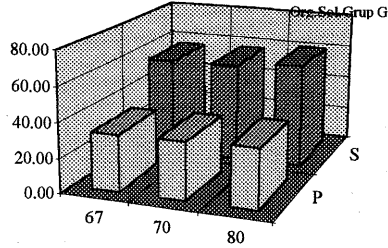
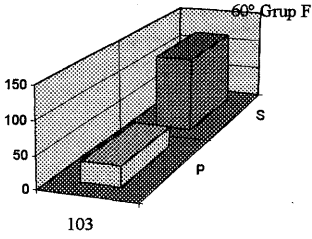
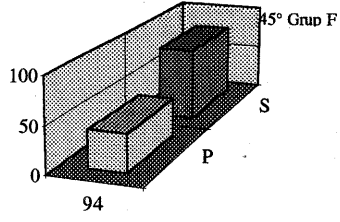
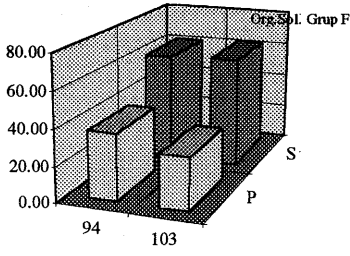
halinde tutamaması, iletken gresyağının yapay süreksizlik düzlemlerine uygulandığında kelepçe arasındaki karot dış yüzeyinden muhtemel olabilecek kısa devre titreşim kaçakları vb. dir. Bu nedenlerden dolayı ortaya çıkacak hata oranlarını en aza indirmek için birçok deney yapıp ölçüm alınmıştır. Alınan bu ölçümler arasından aşırı sapma gösteren uç değerler değerlendirme sırasında dikkate alınmamıştır.

Ayrıca, ölçüm değerleri gresyağı kullanılarak elde edildiğinden, yapımcı firmanın teklif ettiği, orijinal olarak kullanılması gereken özel arayüzey bağlayıcısından (Acoustic Couplant #7) viskozite yönünden farklıdır. Bu farklılık, firmanın el kitapçığında da belirtildiği gibi (2007H Seis. Analy. Manual), P dalgasının iletişim özelliklerini etkilememesine rağmen S dalgasının iletişiminde elde edilmiş olan geçiş zamanlarını saptırıcı bir faktör olarak göz önünde tutulmalıdır.

Yapılan deneyler göstermiştir ki; karot numunelerine yapay süreksizlik düzlemi uygulandıktan sonra P dalgası hızında yaklaşık %10 luk, S dalgası için ise dalğanın süreksizlik düzlemine geliş açısının artışına ($\theta=45^\circ, 60^\circ, 90^\circ$) paralel olarak orijinal örneğe göre oransal, sismik hız azalmasında bir düşme ($\approx 0.50, 0.60, 0.65$) ortaya çıkmaktadır. Bunun nedeni süreksizlik düzleminin oluşturduğu boşluklardan P dalgalarının yapısal özellikleri nedeniyle pek etkilanmeden geçebilmesi, S dalgalarının ise belli bir doğrultuda gelen enerjilerinin büyük ölçüdeki kısmını ($0.50 - 0.30$) düzlem doğrultusundaki yönler aktarımıdır. Yapılmış olan deney sonuçları değerlendirildiğinde, özellikle düzgün jeolojik yapı arz eden kaya kütlelerinde eklem takımlarına uygun bir delme-patlatma tasarımının birçok yönüyle çok avantajlı olabileceği anlaşılmaktadır.







Şekil 1 Orjinal ve kesilmiş örneklerdeki sismik hız geçiş zamanları

YARARLANILAN KAYNAKLAR

2007H Seismic Analyzer Manual, Structural Behavior Eng. Labs. Inc. Phoenix, Arizona, USA.

Atlas Powder Co., 1987, Explosives and Rock Blasting, Field Technical Operation, Dallas, Texas-USA.

Gustafsson, R., 1973, Swedish Blasting Technique, pp.79-83.

Lama, R.D. and Vutukuri, vs., 1978, Handbook on Mechanical Properties of Rock, Vol.3, Trans.Tech.Publications.

Lansberg H.E. and Meighem I.V., 1973, Adv. in Geophysics, Vol 14-17

Mamurekli, D., 1993, Blast Induced Ground Vibration Modelling in Open Pit Mines, Ph.D Thesis, Nottingham-UK, pp.6-37 .

Olofsson O, S., 1988, Applied Explosives Technology for Construction and Mining, pp.96-100.

SUNİ MERMER PLAKLARININ FİZİKSEL VE MEKANİK ÖZELLİKLERİ

Physical and Mechanical Properties of Artificial Marble Plates

Arş. Gör. İbrahim UĞUR

Doç. Dr. Ahmet ŞENTÜRK

Doç. Dr. Lütfullah GÜNDÜZ

Süleyman Demirel Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, ISPARTA

ÖZET

Yapı ve kaplama malzemesi olarak suni mermer kullanımı giderek yaygınlaşmaktadır. Bu çalışmada, farklı mermer türlerine ait parça mermer atıkları ile elde edilen suni mermer plakları üzerine yapılan bir dizi deneyde, değişen farklı karışım oranlarında, mermer plaklarının tekno-mekanik açıdan sergilenen karakteristiklikleri irdelenmektedir.

ABSTRACT

As a building and natural facing stone, the use of artificial marble is getting more popular. In this study, a series of test results carried out on artificial marble plates obtained from different marble wastes and artificial marble plate characterisation based on techno-mechanical aspects are evaluated for different mixture ratings.

1. GİRİŞ

Mermere artan talebi karşılamak amacıyla, mermer işleme tesislerinin sayısında bir artış gözlenmektedir. Bunun doğal bir sonucu olarak da, mermer işleme tesislerinin yoğunlaştığı bölgelerde, kamu oyu gözünde çevrecilik ve tabii güzelliği bozması sebebiyle olumsuz bir tepki oluşturan mermer atık sahalarının yaygınlaştığı görülmektedir. Burada, önemle üzerinde durulması gereken husus, gerek mermerin ocaktan üretiminde ve gerekse tesislerde işlenmesi sürecindeki zorluklar ve ilk yatırım maliyetlerinin yüksekliği de dikkate alındığında, bu atık malzemeler kaçınılmaz bir milli kayıp olarak görülmektedir. Bu sebeple, mermer işleme tesis atıklarının endüstriyel

bazda yeniden değerdendirilebilirliğinin etüdü ve tüketim ağıısından atıkların kullanıldığı yer ve amaca uygunluk derecesi, fiziksel durumu, renk, desen ve tekno-mekanik özellikleri bakımından yeterli derece de tanımlanması gerekliliği, ölkemiz mermerciliğine yararlı bir katkı olacağı düşünölmektedir. Bu amaçla, sanayi, mimarlık, yapı ve piyasa malzemesi ürdünü olarak mermer atıklarının değerdendirilmesi yapılarak, kullanım alanlarına göre yeni mermer türevi ürdünlerde bilinmesi gereken kimyasal, fiziksel ve tekno-mekanik özellikler analiz edilerek belirlenmelidir.

Mermer atıkları, parça boyutu olarak işleme tesislerinden iki farklı ürdün olarak çıkabilmektedir. Birinci ürdün, iri boyutlu *parça mermer atıklar*, ikinci ürdün ise kolloidal yapıda büyük miktarı 150 mikronun altında *kesim toz atığı* olmaktadır. Bunların değerdendirme alanları farklılık göstermektedir. İri boyutlu parça atıklar, inşaat sektöründe yapı elemanı olarak kullanılabilirken, toz atıklar ise direkt olarak farklı endüstri dallarında kullanılabilme imkanı bulabilmektedir.

Inşaat sektöründe son yıllarda hızlı yapılaşma ve mimaride süslemeye verilen önemin doğal bir sonucu olarak, gerek iç ve gerekse dış mekanlarda yapı ve kaplama malzemesi olarak değışik alternatif malzemelerin yapı elemanı olarak kullanımı yaygınlaşmaktadır. Bu olgu çerçevesinde, doğal yapısı, rengi ve dayanımı itibariyle mermer, inşaat sektörünün kaçınılmaz bir yapı ve kaplama malzemesi olmuştur. Ancak, son yıllarda suni mermer ürdünleride gerçek mermerler gibi inşaat sektöründe döşeme ve kaplama malzemesi olarak giderek yaygın bir kullanım alanı bulmaya başlamıştır. Burada önemle göz önünde bulundurulacak husus, suni mermerlerin plak şeklinde üretilerek, kullanım yerlerine bağımlı tüm teknik özelliklerinin belirlenmesidir. Bu amaçla ürdünlerin her biri üzerinde hassasiyetle tüm detay analiz incelemeler yapılarak efektif kullanım yeri tesbiti ve gerekli spesifikasyonlar tayin edilmelidir.

Bu makalede, Kaya Mekaniği/Mermer Teknolojisi Laboratuvarlarında 16 değışik renk ve özelliğe sahip mermer türleri üzerinde $-11.2\text{mm}+2.5\text{mm}$ boyut fraksiyonu ve $+12\text{mm}/-2.5+1\text{mm}$ boyut fraksiyonlarında, farklı kompozisyonlarda hazırlanmış 5600 numune üzerinde suni mermer plaklarının elastisite ve rijitlik özellikleri analiz edilerek, teknik bulgular kuramsal ve fonksiyonel olarak irdelenmiştir. Suni mermer plaklarının, elastisite ve rijitlik karakteristiğine etkiyen bağımlı ve bağımsız değışkenler, ayrıca istatistiksel olarak analiz edilmiş ve elde edilen spesifikasyonlar burada özetlenmiştir.

2. SUNİ MERMER - TEKNO MEKANİK ÖZELLİKLER

TS 213 standardına göre yapılan tanımlamada, karosiman; üst tabakasında 2 mm den küçük plak agregası ve normal veya beyaz çimento kullanılarak gerektiğinde renk maddesi de katılarak imal edilen üst yüzü düz veya yivli döşeme plağıdır. Suni mermer plağı ise; üst tabakasında istenilen büyüklükte görünüş, renk, sertlik, cilalanabilirlik, dayanıklılık vb. yüzey özellikleri kazandırmak için çeşitli mermerlerin suni veya tabii olarak parçalanması ile elde edilmiş farklı büyüklükteki taneler kullanılarak, gerektiğinde renk maddeleride ilave edilen su emmesi düşük, görünen yüzeyin aşınması az, cilalanabilirliği yüksek döşeme plağı olarak tanımlanmaktadır. Bu tanımlamaya uygun olarak, suni mermer plağı imali üzerine yapılan bir araştırma-geliştirme çalışmasında, değişik yörelere ait farklı mermer parça atıkları kınılmış, öğütülmüş, boyutlandırılmış ve renklerine göre ayrı ayrı gruplandırılmıştır. Suni mermer plağı imalinde 12 mm nin altındaki mermer parça atıkları kullanılmıştır. Mermer parça atıkları ile farklı kombinasyonlardaki Katkısız Portland Çimentosu değişik dozajlarda, su/katı ve su/çimento oranlarında hazırlanan karışım numuneleri üzerinde değişik kür sürelerinde tekno-mekanik parametrik değerler etüd edilmiştir.

Suni mermer eldesi için değişik yörelere ait farklı renk ve özelliklere sahip 16 renk mermer türü, kaya mekaniği ve mermer teknolojisi laboratuvarlarında ufalanarak - 11.2+2.5mm/-1mm ve +11.2mm/-2.5+1mm boyut fraksiyonlarına indirgenmiştir. Laboratuvarda kullanılan mermer türlerinin kimyasal analiz sonuçları Çizelge 1'de özetlenmiş olup bu mermerlerin tekno-mekanik özellikleri ise Çizelge 2 de verilmiştir. Yapı malzemelerinde ultrases hızı ile dinamik elastisite modülünün birbiriyle yakından ilgili olduğu görülmektedir. Ultrases hızının ve Poisson's oranının tayin edilmeleri ile dinamik elastisite modülü ve rijitlik modülleri bulunabilmektedir. Yüksek ultrases hızlarında, dinamik elastisite modülü ile statik elastisite modülü arasındaki farkın azaldığı belirlenmiştir.

Laboratuvarda farklı kompozisyonlarda mermer atıklarının kullanımı ile hazırlanan çimento+katı+ilave bağlayıcı eleman karışımları üzerinde bir dizi tekno mekanik analizler yapılmıştır. Elasto-plastik özellik gösteren karışımlarda, dinamik elastisite modülü sert ve sağlam, elastik özellikteki karışımlara nazaran daha düşük bir değerde olduğu gözlenmiştir. Laboratuvarda NX (50mm Φ) kalıp numuneler üzerinde PUNDIT C.N.S. marka sismik hız ölçer aletle boyuna dalga hızlarının ölçüldüğü deneyler

sonucunda ultrases hızının numune içinden geçiş süresi ve numunenin boyundan yararlanılarak sismik hız tayini yapılmıştır. Analiz bulgularına göre, elastisite ve rijitlik karakteristiğinin tahmini amacıyla, karışım kombinasyonlarına etkiyen parametreler arasında, istatistiksel lineer regresyonel ilişkiler araştırılmış ve değişik karışım oranlarına sahip karışım türleri için pratik olarak kullanılabilen rijitlik modülleri tahmin metodu geliştirilmiştir.

Çizelge 1. Mermer türlerinin kimyasal özellikleri.

Mermer Türü		SiO ₂	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO
Hazar Pembe	Elazığ	1.20	0.23	50.0	0.01
Elazığ Vişne	Elazığ	28.4	9.70	13.8	25.25
Elazığ Siyah	Elazığ	1.48	0.86	43.1	9.30
Bej	Muğla	0.50	0.10	52.2	2.50
Süpren	Eskişehir	0.56	0.57	53.25	1.42
Leopar	Afyon	0.14	0.11	55.75	0.02
Kavak Beyazı	Muğla	1.55	0.82	44.0	9.25
Traverten	Denizli	0.26	0.32	54.6	0.30
Muğla Beyazı	Muğla	1.20	0.90	89.6	1.50
Rozalya	Eskişehir	1.25	0.55	53.5	0.40
Salome	Eskişehir	1.50	0.84	43.2	9.20
Venüs	Eskişehir	1.48	0.86	43.1	9.30
Onix	Balıkesir	0.20	0.32	52.3	3.25
Denizli Pembe	Denizli	1.55	0.82	44.0	9.25
Leylak	Muğla	0.14	0.32	51.0	4.17

Çizelge 2. Mermerlerin tekno-mekanik özellikleri.

Mermer Türü	Özgül Ağırlık gr/cm ³	Basınç Dayanımı kg/cm ²	Mohs Sertliği	Aşınma Oranı cm ³ /cm ²	Su Emme %	Porozite %
Hazar Pembe	2.72	1045	3.5-4	13.2	0.1	0.4
Elazığ Vişne	2.72	1019	3	29.4	0.1	0.3
Elazığ Siyah	2.78	889	3-4	16	0.1	0.3
Bej	2.72	1115	3-4	16.7	0.7	0.6
Süpren	2.76	688	3-4	25	0.2	0.4
Leopar	2.72	648	4	33.3	0.1	0.2
Kavak Beyazı	2.71	750	3	27.5	0.3	0.6
Traverten	2.74	570	4	28.7	-	-
Muğla Beyazı	2.73	420	4	19.56	0.2	0.6
Rozalya	2.73	1019	5	16.8	0.3	0.5
Salome	2.79	1019	3-4	18.7	0.2	0.4
Venüs	2.79	1010	3-4	28.5	0.2	0.4
Onix	2.75	1187	3	33.8	0.27	0.72
Denizli Pembe	2.72	750	3	27.5	0.3	0.6
Leylak	2.74	1019	3	17.7	0.1	0.2

Yapılan tekno mekanik etüdlerle, farklı kombinasyonlarda hazırlanmış olan suni mermer karışımları üzerinde, elastisite ve rijitlik karakteristiği:

- Kür süresi,
- Su/Katı oranı,
- Katı/Çimento oranı,
- Çimento oranı,
- Tane boyutu dağılımı,
- Su/Çimento oranı

faktörlerinin etkileri araştırılmış ve karışımların kullanım yerleri ile ilgili kriterler irdelenmiştir.

Analizlerde Isparta Göltaş Çimento Fabrikası KPÇ 325 (Katkısız Portland) çimentosu kullanılmıştır. Karışımlardaki su/katı oranları ve ilave elemanların hidrasyon prosesindeki etkilerinin performans kriteri olarak irdemeleri yapılmıştır. Deneylerde KPÇ 325 çimento karışımları için hacimce %7, %10, %15 ve %20 oranları kullanılmıştır. Mermer atıklarının karışımlarında 0.15 - 0.20 su/katı (S/K) oranları kullanılmıştır. Hazırlanan numuneler ise nominal boy/çap (h/d) oranı 2 olacak şekilde 100mmx50mm Φ boyutlu silindirik kalıp numuneleri hazırlanmış ve testler 3, 7 ve 28 günlük kür sürelerinde ve normal oda sıcaklığında TS 2513 standardına göre yapılmıştır.

Ultrases hız ölçümü (boyuna dalga hızı tayini) yöntemi ile suni mermer örneklerinin elastisite ve rijitlik modüllerini belirlemek amacıyla, ultrases hızı değerine bağımlı karışım parametrelerinin bir fonksiyonu olarak belirlenmiştir. Ultrases hızı artışı ile birlikte elastisite ve rijitlik özelliklerinde de bir iyileşme olduğu gözlenmiştir. Karışımlardaki matris yapı ile suni mermer karışım oranları arasında çimento kullanım miktarı ve su kullanım oranına bağımlı olarak üstel ve polinomial fonksiyonlarla tanımlanan bir karakteristik özellik belirlenmiştir. Bu arada öncelikle mermer parça boyut fraksiyonunun rolü üzerinde durulmuş ve ultrases hızının karışım matrisinin birim ağırlığına olan etkisi de incelenmiştir.

3. TEST BULGULARININ GRAFİKSEL ve İSTATİSTİKSEL ANALİZİ

Karışım parametrelerinin katı malzemenin elastiklik karakteristiği üzerine olan etkisi, yapılan analizlerle araştırılmıştır. Analiz irdemelerinden elde edilen sonuçlar, malzeme matris yapısının elastiklik karakteristiğine etkiyen bağımlı ve bağımsız değişkenler, farklı alternatiflerde oluşturulan grafikler üzerinde optimum değerlendirme yapılmaya çalışılmıştır. 16 farklı renk mermer türü ile elde edilen suni mermer örneklerine ait elastiklik karakteristiği kür sürelerine bağımlı olarak Şekil 1 de verilmiştir.

Şekil 1 de karışım matrisi yapısında kullanılan bağlayıcı eleman (Ç) miktarı ve boyut fraksiyonuna bağımlı olarak simgelenmiştir:

A	⇒	-11.2+2.5mm / -1mm, %7 Ç,	S/K=0.17,	S/Ç=2.43
B	⇒	-11.2+2.5mm / -1mm, %10 Ç,	S/K=0.17,	S/Ç=1.70
C	⇒	-11.2+2.5mm / -1mm, %15 Ç,	S/K=0.17,	S/Ç=1.13
D	⇒	-11.2+2.5mm / -1mm, %20 Ç,	S/K=0.17,	S/Ç=0.85
E	⇒	+11.2mm / -2.5+1mm, %7 Ç,	S/K=0.17,	S/Ç=2.43
F	⇒	+11.2mm / -2.5+1mm, %10 Ç,	S/K=0.17,	S/Ç=1.70
G	⇒	+11.2mm / -2.5+1mm, %15 Ç,	S/K=0.17,	S/Ç=1.13
H	⇒	+11.2mm / -2.5+1mm, %20 Ç,	S/K=0.17,	S/Ç=0.85

Şekil 1 irdelendiğinde, optimum elastisite karakteristiğinin belirlenmesinde en önemli parametreler, bağlayıcı eleman kullanım oranı ve malzemenin matrisi yapısı olarak gözlenmiştir. Bu amaçla, suni mermer türleri için elastisite özelliğini sembolize etmek amacıyla boyut fraksiyonuna ve bağlayıcı eleman kullanım oranına bağımlı olarak farklı kür sürelerine ait karakteristik değerler de belirlenmiştir.

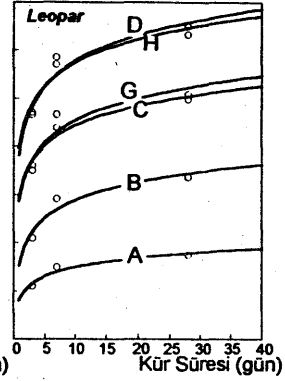
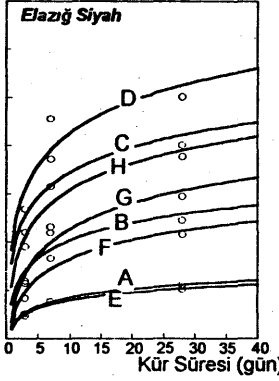
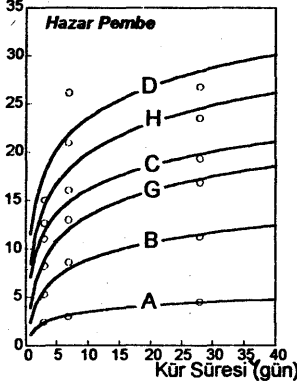
Suni mermer türlerinin renk ve tekno-mekanik özellik açısından irdemeleri yapıldığında, elastiklik ve rijitlik karakteristiği itibarıyla, koyu renklere sahip suni mermer türlerinin beyaz ve açık renkli olanlarına nazaran daha elastik özellik sergilediği gözlenmiştir. Kimyasal bileşim itibarıyla de bünyesinde Fe_2O_3 ile beraber SiO_2 oranı yüksek olan türlerin daha rijit bir karakteristik sergilediği gözlenmiştir. Bu olgu, suni mermerin kullanım yerinin iç ve/veya dış kaplama elemanı olarak kuru ve/veya ıslak mekanlar için optimizasyonun değerlendirilmesinde baz olarak kullanılabilir.

Suni mermer matrisi karışım elemanlarının elastiklik - rijitlik karakteristiğinin detay olarak irdelenmesi amacıyla, laboratuvar deney bulguları, mermer cinslerine göre ayrı veri kümeleri oluşturulmuştur. Bağımlı değişkenler olarak, rijitlik özelliği değeri ele alınmış ve kür süresi, bağlayıcı eleman kullanım oranı, su/katı oranı ve boyut fraksiyonu gibi faktörler de bağımsız değişkenler olarak belirlenmiştir. Tanımlanan bağımlı ve bağımsız değişkenler arasında, aşağıdaki istatistiksel değerlendirmeler yapılmıştır:

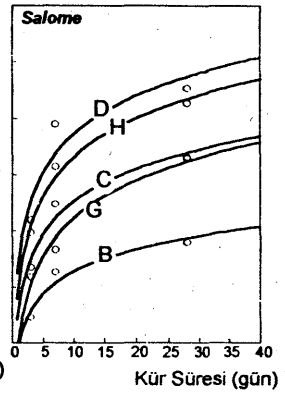
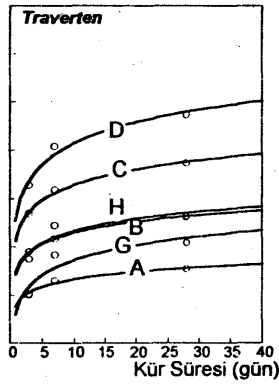
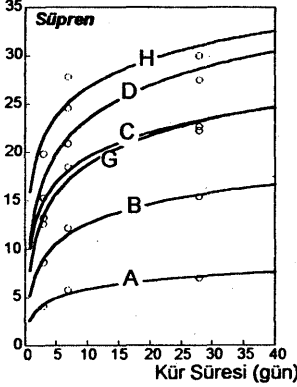
□ Araştırma bulguları arasında oluşturulan bağımlı ve bağımsız değişken veri kümeleri arasında lineer veri analizi,

□ Karışımların basınç dayanımına en etkin parametre olarak belirlenen bağımsız değişkenlerin etkileşiminin çok değişkenli istatistiksel regresyon analizi ile belirlenmesi.

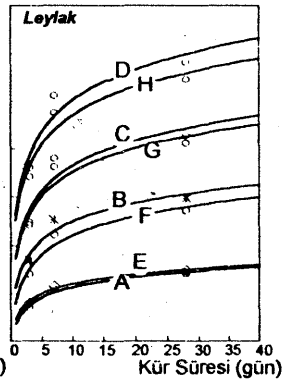
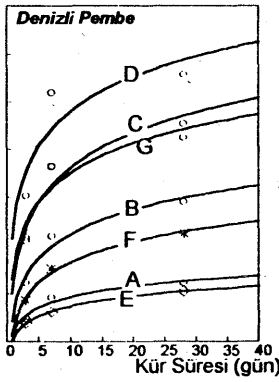
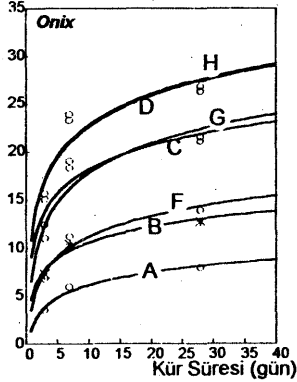
Elastisite Modülü (MPa)



Elastisite Modülü (MPa)



Elastisite Modülü (MPa)



Şekil 1. Suni mermer plaklarının elastisite karakteristiği.

Analiz bulguları dikkate alındığında, bağlayıcı eleman olarak kullanılan su/çimento oranı ve kür süresinin en kuvvetli değişkenler olduğu gözlenmiştir. Elde edilen yüksek korelasyonlar sebebiyle, karışım parametrelerinin irdelenmesinde çok değişkenli regresyon analiz tekniğinin efektif olarak kullanılabileceği belirlenmiştir. Diğer taraftan, çimento oranı ve kür süresi haricindeki diğer bağımsız değişkenler ile performans kriteri arasında da kabul edilebilir korelasyonlar görülmüştür.

Regresyon analiz bulguları neticesinde, suni mermer plakları için rijitlik karakteristiğini sergilemek amacıyla (-11.2+2.5mm / -1mm boyut fraksiyonuna ait) en etkin bağımsız faktörler ile çok değişkenli istatistiksel regresyon analizleri yapılmış ve korelatif değerleri yüksek istatistiksel ilişkiler bulunmuştur:

○ Hazar Pembe	$G = (0.13 + 0.43 \log T) 10^{(0.07 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Elazığ Vişne	$G = (0.08 + 0.61 \log T) 10^{(0.07 - 0.02 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Elazığ Siyah	$G = (0.19 + 0.63 \log T) 10^{(0.06 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Bej	$G = (0.14 + 0.72 \log T) 10^{(0.06 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Süpren	$G = (0.57 + 0.65 \log T) 10^{(0.05 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Leopar	$G = (0.73 + 0.76 \log T) 10^{(0.05 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Kavak Beyazı	$G = \log T \ 10^{(0.12 - 0.05 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Traverten	$G = (0.88 + 0.55 \log T) 10^{0.039 \text{ } \zeta}$
○ Muğla Beyazı	$G = 1.02 \log T \ 10^{(0.08 - 0.02 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Rozalya	$G = (0.55 + 0.29 \log T) 10^{(0.06 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Salome	$G = (0.59 + 1.30 \log T) 10^{(0.04 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Venüs	$G = (0.09 + 0.82 \log T) 10^{(0.07 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Onix	$G = (0.21 + 1.02 \log T) 10^{(0.06 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Denizli Pembe	$G = (0.05 + 0.83 \log T) 10^{(0.07 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Leylak	$G = (0.27 + 0.76 \log T) 10^{(0.06 - 0.01 \log T) \text{ } \zeta}$
○ Milas Beyazı	$G = (0.11 + 0.99 \log T) 10^{(0.07 - 0.02 \log T) \text{ } \zeta}$

burada:

- G : Rijitlik modülü, GPa,
- T : Kür süresi, gün,
- Ç : Bağlayıcı eleman kullanım oranı, %

Bu incelemeden de görüleceği üzere, çimento kullanım oranı ve kür süresine bağımlı değişkenler olarak elde edilen korelatif tek eksenli basınç dayanım değerleri, regresyonel ilişkilerin istatistiksel anlamlılık düzeyleri %99 in üzerinde olması sebebiyle, pratik olarak, farklı kombinasyonlardaki suni mermer matris yapılarının rijitlik karakteristiği tahmin edilebilmektedir.

4. SONUÇLAR

Farklı suni mermer karışım kombinasyonları üzerinde yapılan bu çalışmada, elastisite-rijitlik karakteristiğine etken kuvvet bileşenlerinin tane boyutu dağılımı, su/katı oranı, su/çimento oranı, katı/çimento oranı ve katı malzeme türü gibi kompozisyonel faktörler olduğu gözlemlenmiştir. Yapılan analizlerden anlaşıldığı üzere, çok değişkenli regresyonel veri analizi yaklaşımında lineer regresyon verileri ile elde edilen değerlendirmelerde, çimento kullanım oranı ve kür süresi, basınç dayanım performansında en etkili bağımsız bileşenler olarak görülmüştür. Bu incelemeden elde edilen pratik sonuçlar ise;

- Malzeme kompozisyonu, çimentolu karışımların elastiklik performansında en etkili parametre olarak belirlenmektedir.
- Düşük poroziteye sahip malzemeler, kullanılan çimento miktarına da bağımlı olarak kuvvetli elastisite karakteristiği sergilemektedirler.
- Kullanılacak su miktarının belirlenmesi, elastiklik açısından kritik bir faktör olup karışımdaki su miktarı azaldıkça, bu özellikte iyileşme görülmektedir.

5. KAYNAKLAR

Brown E.T., 1981, Rock Characterisation testing and Monitoring, ISRM Suggested Methods, International Society for Rock Mechanics, Pergamon Press, Oxford.

Gündüz L., Şentürk A., ve Sarıışık A., 1995, " Mermer Türlerinin Farklı Sıcaklıklardaki Tekno Mekanik Karakteristikleri", Mühendislikte 20. Yıl Semp., ZKÜ Mühendislik Fakültesi, 5-6 Ekim 1995, Zonguldak.

Şentürk A., Gündüz L. ve Sarıışık A., 1995, " Yapı ve Kaplama Taşı olarak Kullanılan Endüstriyel Kayaçlara Teknik Bir bakış", D.E.Ü. Endüstriyel Hammaddeler Semp'95, Nisan, İzmir.

Uğur İ., Gündüz L., 1995, " Mermer Atıklarının değerlendirilebilirliği", Türkiye I. Mermer sempozyumu, 6-7 Nisan Afyon, s 61-67.

BERKE BARAJI JEOFİZİK VE KAYA MEKANİĞİ ARAŞTIRMALARI

Geophysical and Rock Mechanics Investigations at Berke Dam Site

T. Bozdağ^{*}, D. Sarı^{*}, A.G. Paşamehmetoğlu^{*}, M. Büyükköse[†]

^{*}Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 06531, Ankara

[†]Yorum Jeofizik, Ankara

ÖZET

Kaya sismik hızlarının (P dalga hızı) ve şekillerinin yanısıra kaya mekaniği çalışmalarıyla kaya kütesinin jeolojik özellikleri ve arazi şartlarında kayanın durumu dolaylı olarak elde edilebilir. Sismik metodlar son yıllarda deprem mühendisliği, büyük barajlar, yeraltı ve yerüstü tesislerin sağlam bir yapıda gerçekleşmesi için sıkça kullanılmaktadır. Sismik-refraksiyon ve sismik-tomografi metodları yeraltı kaya stratigrafisinin ve kaya malzemesi özelliklerinin tayini için en çok kullanılan metodlardır. Bu amaçla Adana yakınlarında kurulmakta olan Berke barajı sağ yamacında sismik çalışmaları (sismik-refraksiyon ve sismik-tomografi) ve kaya mekaniği (laboratuvar) çalışmaları yapılmıştır. Bu çalışma sonucunda yamacın yapısı, sismik ve deney çalışmalarından elde edilen sonuçların ışığında, kaya kütle sınıflaması yapılarak tanımlanmıştır.

ABSTRACT

In-situ rock mechanical properties, structure and information on the geological character of rock can be estimated inferencely from the propagation and shapes of elastic waves (P wave velocity) and rock mechanics investigations. In recent years, seismic method is highly used for the testing of surface and underground facilities, large dams and earthquake engineering subjects. Seismic-refraction and seismic-tomography methods are mostly used to characterise the subsurface stratigraphy, distribution and rock materials. For this purpose a geophysical (which concerns seismic-refraction and tomography studies) and rock mechanics investigations (laboratory tests) are carried out at Berke dam site right bank in Adana. During this study, the rock mass characterisation can be classified under the light of seismic and rock mechanics investigations.

1. GİRİŞ

Sismik metod ve kaya mekaniği çalışmaları son yıllarda bir bütünlük içerisinde kaya kütesinin jeolojik özelliklerini ve arazi şartlarındaki durumunu belirlemek için sıkça kullanılmaktadır. Bu çalışmaların sonucunda elde edilen veriler genel olarak deprem mühendisliği, büyük barajlar, yeraltı ve yerüstü inşaatlarının tasarımında kullanılmaktadır.

Sismik-refraksiyon ve sismik-tomografi metodları, arazi koşullarındaki kayacın stratigrafisinin ve kaya kütlesi özelliklerinin tayininde güvenilir sonuçlar vermektedir. Bu metodlar kısaca enerji kaynağıyla (patlatma veya çekiç darbesi vb.) oluşturulan dalgaların alıcılara varış zamanından elde edilen sonuçlar olarak tanımlanabilir.

Yerin elastik bir davranış gösterdiği kabul edilirse, sismik dalgaların yayılmasından oluşan küçük hareketlerden (gerinimlerden) kayanın Young modülü ve Poisson oranı gibi elastik sabitler bulunabilir. Bu değerlere "Dinamik Elastik Parametreler" denir. Dinamik elastik sabit değerleri plaka yükleme deneyi gibi statik deneylerden elde edilen "Statik deformabilite modülü" değerlerinden daha yüksektir. Bu farklılık kaya kütlesindeki süreksizlik ve çatlak gibi nedenlerden ortaya çıkmaktadır. Eğer bu süreksizlikler olmazsa dinamik değerlerin statik değerlere oranı bire yaklaşır; aksi takdirde bu oran birden daha yüksektir. Dinamik değerleri elde etmenin en pratik yolu arazi sismik çalışmalarıdır (ISRM, 1988).

Kayacın belirlenen dinamik davranış özellikleri deprem mühendisliğinde iyi bir veritabanı oluşturur. Ayrıca bu bilgiler büyük köprülerin, yeraltı nükleer atık ve depolama tesislerinin ve barajların inşaatında da kullanılmaktadır.

Sismik-refraksiyon ve tomografi metodlarından elde edilecek bilgilerin sağlıklı olması enerji kaynağından alıcı noktaları arasında yayılan dalganın varış süresinin doğru yorumlanmasına bağlıdır. Sismik-refraksiyon deneyleri tomografi deneylerine nisbeten daha kolay ve ucuz olmasına karşın, yüzeydeki sağlam kayacın altında daha zayıf kayacık ve tabakaların bulunduğu koşullarda gerçeği yansıtmaması açısından yeterli değildir. Bundan dolayı bir kayacık kütlesini taramak için bir çok enerji kaynağı ve alıcıların beraber kullanıldığı bir yöntem olan sismik tomografi metodu kullanılmaktadır.

Sismik-tomografi tekniği, bilgisayarlı X-ray tomografisine çok benzerdir; fakat X-ışınları yerine sismik dalgalar kullanılır. Burdan hız ve hız profilleri gibi sismik parametrelerin iki boyutlu dağılımları elde edilir. Bu dağılımlardan kaya kütlesinin görünmeyen iç yapısı hakkında fikir elde edilmiş olur. Bu metod iki boyutlu hız görüntüleme olayını en hassas bir şekilde verebilen en iyi teknik olup kayacık özelliklerinin iki boyutlu dağılımlarını en iyi şekilde ortaya koyar (Hudson, 1993).

Laboratuvarda elde edilen kaya mekaniği ve sismik hız değerleriyle arazi sismik parametrelerinin ilişkisiyle elde edilecek bilgiler arazinin kaya kütlesi sınıflaması için gerçekçi veriler sağlar.

Bu bildiride, Adana-Düzici ilçesindeki Ceyhan nehri üzerinde kurulmakta olan Berke barajında kaya mekaniği (laboratuvar) ve jeofizik çalışmaları anlatılmıştır. Bu çalışmalardan elde edilen sonuçlardan arazinin yapısı hakkında bilgi edinilmeye çalışılmış ve kaya kütlesi sınıflamasına gidilmiştir.

2. ARAZİNİN JEOLJİK YAPISI

Berke barajı Toros dağlarına bitişik Amanos dağlarının kuzey ucunda yer almaktadır. Amanos dağları Triasik ve Kratesus zamanlarında oluşmuş olup tektonik olarak ofiolitik melanj ve ofiolitik naplar tarafından üzeri örtülmüştür. Temel kayaç, yeniden kristalleşmiş kireçtaşı-dolomitik kireçtaşı ve Triasik zamanlı dolomitten (Sulucadere f_m -TRs) oluşmaktadır. Tabanda, açık renkten koyuya, orta kalınlıktan kalına doğru tabakalanmış ve düzenli olarak ardalanmış dolomit gözlenmektedir. Dolomitik formasyonun üzerinde siyah renkte kireçtaşı ve açık renkli dolomit bulunmaktadır. Bu formasyonun alt kısımlarında dolomit tabakalanmaları daha sıkça görülmektedir. En üst formasyonda ise kalın tabakalı açık gri renkli kireçtaşı bulunmaktadır (Aknil, 1991).

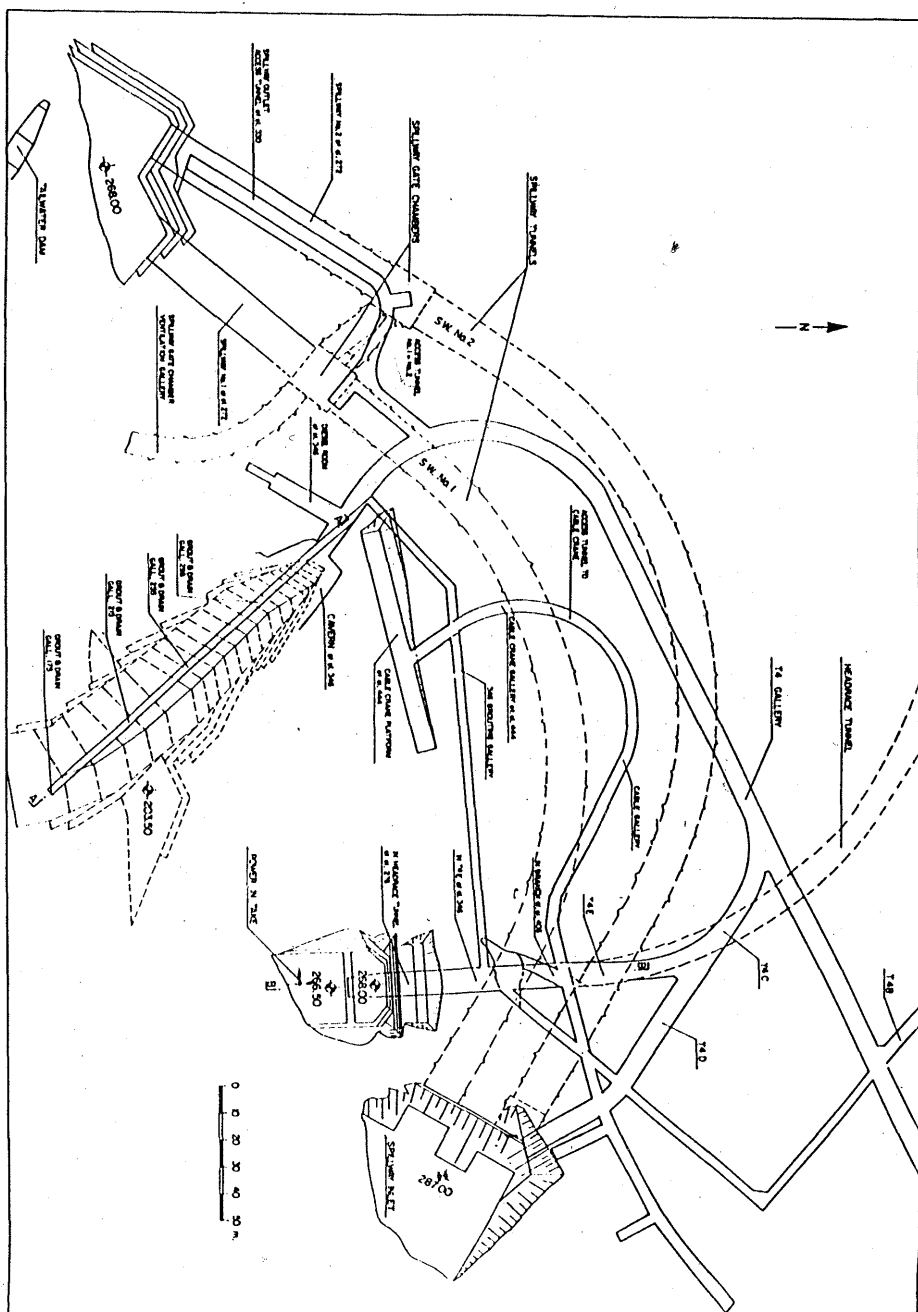
3. JEOFİZİK ÇALIŞMALARI

Berke barajındaki jeofizik çalışmaları 7 ana bölgede 14 yerde yapılmıştır (Şekil 1). Bu çalışmalar 14 adet sismik-refraksiyon ve tomografi profilini kapsamaktadır. Tablo 1 de arazide gerçekleştirilen çalışmalar ve bunların kapsadığı işlemler ayrıntılı olarak verilmiştir.

Hem sismik refraksiyon hem de sismik-tomografi profillerinde 12 adet 5m aralıklı jeofon alıcılar kullanılmıştır. Sismik refraksiyon ölçümlerinde enerji kaynağı olarak 8 kg lık çekiçten yararlanılmıştır. Mümkün olduğu kadar, bütün galerilerde profil uzunluklarının, ofset mesafesi 3m, jeofon aralığı 5m olacak şekilde, toplam 61 m olmasına çalışılmıştır. Bazı profillerde, profil başı ve sonunda bazılarında ise baş, son ve ortada olmak üzere üç yerde enerji kaynağı oluşturulmuştur. Sismik-tomografi ölçümlerinde ise enerji kaynağı olarak 100 gr (her patlatma noktası için) dinamit patlayıcı kullanılmıştır. Genelde her profil için 5 m aralıklı 12 adet patlatma noktası oluşturulmuş ve 144 adet tarama yapılmıştır.

Arazi ölçümlerinden elde edilen sismik dalgaların daha sonra değerlendirilmesi için sismograf ve bilgisayar sisteminden faydalanılmıştır. Jeofonlardan gelen sinyalleri kaydetmek için 12 kanallı EG&G Geometrics marka, ES-1225 model sinyal biriktirmeli sismograf kullanılmıştır. Sismik kayıtlar sismografdan RS232C haberleşme kanalı aracılığıyla taşınabilir bilgisayara aktararak değerlendirilmiştir.

SEISVIEW yazılım aracılığıyla ilk varış zaman okumaları yapılarak sismik-refraksiyon ve tomografi değerlendirmeleri için veri tabanı oluşturulmuştur. Sismik-refraksiyon değerlendirmelerinde varış zamanları yardımıyla yol-zaman grafikleri hazırlanmış buradan hesaplanan sismik hız değerleri ve kesişim zamanları yardımıyla derinlikler bulunmuştur.



Tablo 1. Jeofizik çalışmaları

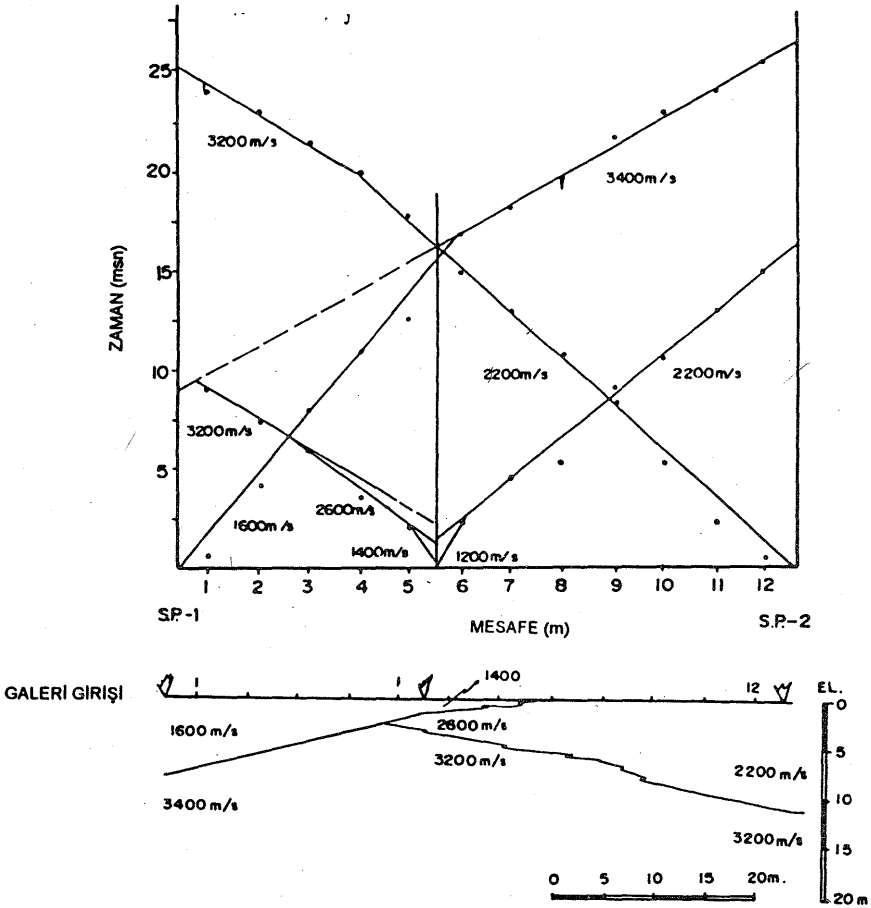
Sismik Lokasyonu	Yükseklik (m)	Ölçüm Sahası	Profil Adı	Profil Uzunluğu (m)	Patlatma Noktası	Tarama Adedi
CABLE	406	Cable Gallery	Refraksiyon	32.5	2	-
GALLERY In BRANCH, In T4E and In HEADRACE TUNNEL	346	In Branch	Tomo-down	27.5	12	144
			Refraksiyon	61	2	-
			Tomo-up	55	6	72
	276	In T4E	Tomo-down	55	12	144
			Refraksiyon	61	3	-
			Tomo-up	55	12	144
GROUT & DRAIN GALLERIES	346	In Headrace Tunnel	Refraksiyon	61	3	-
			Tomo-up	55	12	144
	295	Cave'n	Refraksiyon	61	3	-
			Tomo-down	55	12	144
			Refraksiyon	61	3	-
	255	Grout & Drain	Tomo-up	55	12	144
			Tomo-down	55	12	144
			Refraksiyon	61	3	-
	215	Grout & Drain	Tomo-up	55	12	144
			Tomo-down	55	12	144
			Refraksiyon	61	3	-
	175	Grout & Drain	Tomo-up	55	8	96
			Refraksiyon	61	3	-
SPILLWAY	330	Grout & Drain	Refraksiyon	41	2	-
OUTLET TUNNELS	272	Spillway No.2 Tunnel	Refraksiyon	35	12	96
			Tomo-up	61	3	-
			Tomo-down	55	12	144
CABLE CRANE GALLERY	444	Access Tunnel	Refraksiyon	61	3	-
CABLE CRANE PLATFORM	444	Spillway Outlet	Tomo-down	55	12	144
DIESEL ROOM	346	Cable Crane Gallery	Refraksiyon	61	3	-
			Tomo-up	55	12	144
SPILLWAY NO.1 TUNNEL	272	Cable Crane Platform	Refraksiyon	61	3	-
DIESEL ROOM	346	Diesel Room	Refraksiyon	45	3	-
			Tomo-up	55	12	144
SPILLWAY NO.1 TUNNEL	272	Spillway No.1 Tunnel	Refraksiyon	61	3	-
			Tomo-up	55	12	144

Sismik-tomografi hız konturlarının elde edilmesinde DIVINE adlı Tomografik Hız Görüntüleme yazılımı (Tomographic Velocity Imaging Software) kullanılmıştır. Bu

yazılım verilen hız modeline göre yapay varış zamanları ve görüntü hızlarını oluşturulur. Kabul edilen hız modelinden yararlanılarak oluşturulan yapay varış zamanlarında veya kırılan, kırık yansıyan varış zamanlarının gözlenmesinden sismik hız görüntülemesi gerçekleştirilir.

3.1. Sismik-refraksiyon Çalışmaları

Sismik-refraksiyon ölçümleri cedvelde ayrıntılı olarak gösterildiği gibi 14 profile gerçekleştirildi. Yol-zaman grafikleri ve kesişim zamanları yardımıyla bulunan sismik hız değerleri ve derinlikler Tablo 2 de verilmiştir. Sismik-refraksiyon yol-zaman ve derinliğiyle ilgili örnek bir profil Şekil 2 de verilmiştir.



Şekil 2. Örnek sismik refraksiyon sonucu

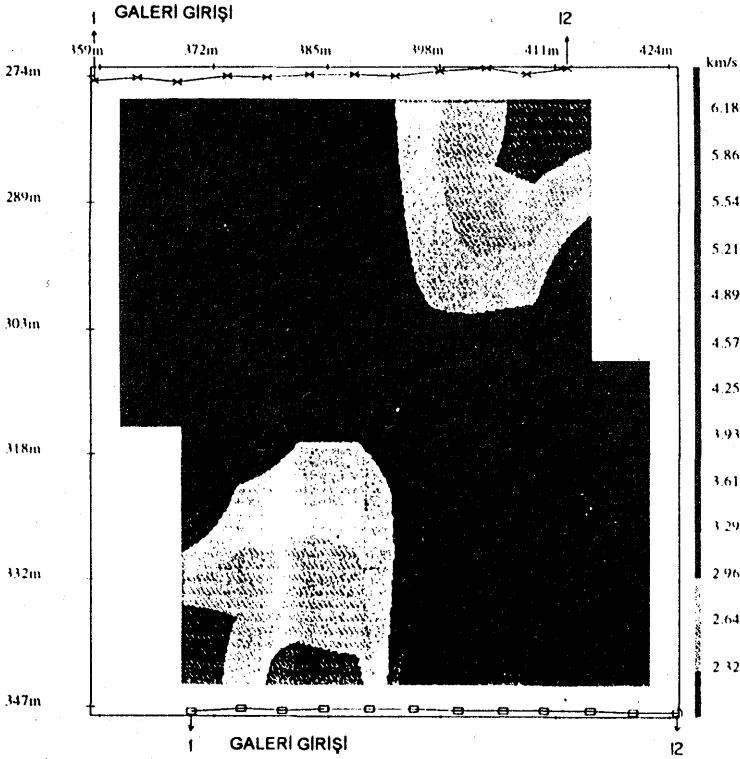
Tablo 2. Sismik-refraksiyon hız değerleri ve tanımlar

Ölçüm Sahası	I. Katman		II. Katman		Masif Kayaç	Yorumlar
	hız (m/sn)	derinlik (m)	hız (m/s)	derinlik (m)	hız (m/sn)	
Headrace Tunnel at 276	600-800	1.5	1400-2400	5-10	3000-5000	Yüzeyde gevşemiş zonun altında sağlam kayaç
T4E at 346	1600	5-7	-	-	2200-2600	Yüzeyde bozuşmuş zonun altında masif olmayan kayaç
Cable Crane Branch at 406	-	-	-	-	2100-2200	Düşük hızlı homojen zon
Grout-drain at 175	-	-	-	-	3200-3400	Orta derecede masif kayaç
Grout-drain at 215	2700-3100	3.7-4.9	-	-	4000-4400	Masif ve sağlam kayaç, yüzey sağlam
Grout-drain at 255	3000-3100	4-5.3	-	-	3400-3600	Orta sağlamlıktaki kayacın altında masif zon
Grout-drain at 295	1400-1600	10	2200	11	3400-3600	Yüzeyde çok bozuşmuş kayacın altında masif zon
Cavern at 346	1400-1600	11	-	-	3200-3400	Galeri ağzında çok düşük hız zonu, altında orta sağlamlıkta masif kayaç
Cable Crane Gallery at 444	938-1670	1.5	-	-	2400-2750	Yüzeyde bozuşmuş kayac, altında orta masiflikte kayac
Cable Crane Platform at 444	1400	9	1600	-	2200	Girişte çok bozuşmuş zemin, altında orta masiflikte kayac
Diesel room at 346	1600	2	1900-2000	2.8-4.7	2200-2600	Yüzeyde altere zon, altında orta masiflikte kayaç
Spillway-1 at 272	1200-1500	1	-	-	2700-3800	Yüzeyde altere zon tabanda orta sağlamlıkta kayaç
Spillway-1 at 272	1200-2200	-	2800-3000	-	4000-4200	Yüzeyde hızlı altere zon tabanda sağlam kayaç
Spillway-outlet at 330	800-1800	-	1200	-	2600-3400	Galeri ağzında çok örselenmiş içeri doğru sağlam yapı

3.2. Sismik-tomografi Çalışmaları

Sismik-tomografi çalışmaları da 14 profilde yapılmıştır. Genelde barajın sağ yamacında enjeksiyon ve drenaj galerileri, enerji tüneli ve savakların olduğu kısımların jeolojik kesitlerinin anlaşılması açısından bu sahalarda üç ana kesitte sismik hızlarla taranmıştır (Şekil 1). Bu kesitlerde, galeri veya tünel eksenlerinin birbirine paralel olacak şekilde patlatmalar ve dinlemeler gerçekleştirildi. Alıcıların (jeofonların) yerleştirildiği galerinin üstündeki galeride enerji kaynağı olan ölçümler Tomo-up aksi olan ise Tomo-down olarak isimlendirilmiştir.

Ölçümlerden elde edilen P-dalga varış zamanlarına bağlı olarak hız kontur diyagramları çıkarılmıştır. Örnek bir sismik-tomografi sonucu Şekil 3'de verilmiştir. Kaya kütlelerinin hız dağılımı net bir şekilde izlenmektedir. İncelenen üç ana kesitin (tomo-up, tomo-down, refraksiyon) sismik hız diyagramlarına dayanılarak, 2000-3000 m/s hızlara sahip düşük hızlı zondan yüksek hızlı (6500 m/s) zona kadar bir dağılımın varlığı saptanmıştır.



Şekil 3. Örnek sismik-tomografi sonucu

4. KAYA MEKANİĞİ ÇALIŞMALARI

Kaya mekaniği deneyleri sağ yamacın dört değişik yerlerinden alınan 60 mm çapındaki karotlar üzerinde yapılmıştır. Bu karotların 45 tanesi tek eksenli basınç dayanımı ve sismik hız, 10 tanesi gözeneklilik ve 5 tanesi de direkt-makaslama deneyleri için kullanılmıştır.

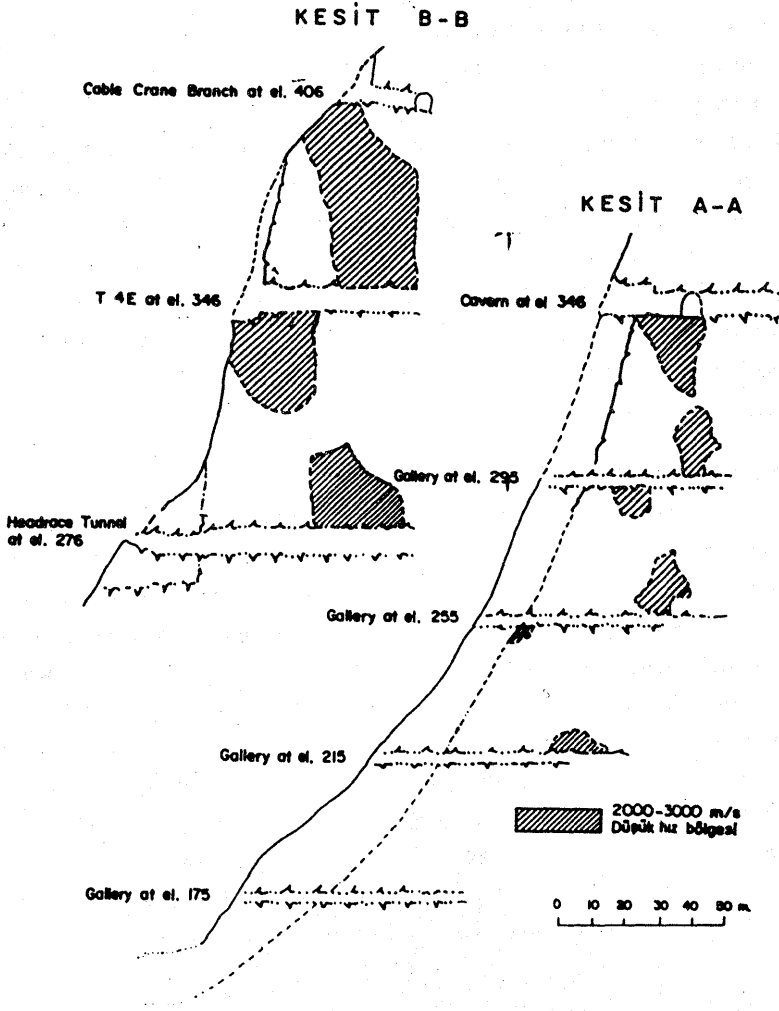
Tek eksenli numunelerde basınç mukavemeti değerleri 40 MPa dan 110 MPa kadar değişmektedir. Numunelerin gözeneklilik oranı (en fazla 1.33%) düşük çıkması ıslak numunelerin mukavemetlerinin yüksek de olabileceğine ortaya koymuş ve bazılarında kuruya oranla daha yüksek çıkmıştır. İçsel sürtünme açısı 33 ile 37 derece arasında değişirken, kohezyon 0.052 MPa (kesilmiş yüzey) ile 0.345 MPa (doğal süreksizlik yüzeyi) arasında dağılım göstermektedir. Sismik hız sonuçlarından elde edilen P-dalgası hızı yaklaşık 6000-6900 m/sn civarında olup Dinamik Young Modülü ise 60 ile 82 GPa arasındadır.

5. SONUÇLAR ve TARTIŞMA

Yapılan çalışmaların sonucunda gerek sismik-refraksiyon gerekse tomografi değerleri birbirini destekler niteliktedir. Tomografi yapılan kesitlerde yüzeye yakın sismik hızlar sismik refraksiyon değerlerine yakın çıkmıştır. Kazı çalışmalarından ve bunun gibi diğer tesirlerden meydana gelen örselenmeden dolayı sismik-refraksiyon değerleri tomografiye nisbeten daha düşüktür. Tomografi hız diyagramlarının kesitlerde birleştirilerek elde edilen bütünlük içerisinde vadi yüzeyine dike yakın eğimde paralel hız oluşumları görülmektedir (Şekil 4). Sistemati olarak 6500 m/sn'den 2500 m/sn'lik hıza doğru bir azalış izlenmektedir. Bu hız değişimleri galerilerin üzerinde vadiden içeriye doğru azalmakta ve bu diğer galerilerle uyum sağlayarak devam etmektedir. Şekil 4 de görülen kesit A-A ve B-B deki düşük hızların nedeni kaya kütledeki eklem sıklığı, çatlakların yoğunluğu veya kayanın zayıflığından kaynaklanabilir. Sahanın jeolojisi gözönüne alındığında, düşük hızlı zonun nedeni kaya kütlelerinin eklem sıklığından veya çatlak yoğunluğundan kaynaklanmış olabileceğini ortaya koymaktadır. Bu zonlardaki olay, eklem veya çatlaklar, sismik dalgaların varış sürelerini uzatarak sismik hızlarını düşürmektedir.

Kesitlerin üst kotlarındaki (295-406m) 2000-3000 m/sn düşük hızlı zonda 2000 m/sn hızı doğru bir yoğunluk vardır; fakat aşağı kotlara inildikçe en düşük hız değerleri 3500-4000 m/sn hızı çıkmaktadır. Eklem sıklığının ve çatlakların yamacın alt seviyelerine doğru azaldığı ve düşük hızlı zonunda orta hız zonuna ulaştığı (3500-4500 m/sn) görülmektedir.

Ayrıca kaya kütleleri sınıflandırması Tablo 3 de verilerek ölçülen hız değerlerine göre arazinin kaya sınıflandırmasına temel teşkili sağlanmıştır.



Şekil 4. Kesit A-A ve B-B üstünde sismik tomografi sonuçları

Tablo 3. Sismik hız değerlerine karşılık gelen kaya-kütle sınıflandırması

Sismik hız (m/sn)	Hız Sınıflandırması	Kaya Durumu	Kaya Kütleli Sınıflandırması
500-1000	Çok düşük	Çok bozuşmuş	Ezilmiş
1000-2000	Göreceli düşük	Bozuşmuş	Parçalanmış
2000-3000	Düşük	Yumuşak	Eklemlili
3000-5000	Orta	Orta	Tabakalı
5000-6500	Yüksek	Sert	Masif (intak)

Cummins (1973) ve Hudson (1993) tarafından yapılan farklı iki çalışmanın birleştirilip arazi koşullarına uygulanmasıyla Tablo 3 elde edilmiştir. Bu çalışmalarda Cummins (1973) kaya durumuna göre kaya kütleli, Hudson (1993) ise sismik hızlara göre hız sınıflamalarını yapmışlardır. Söz konusu iki çalışmada kullanılan sınıflandırmalar bu araştırmada birleştirilerek arazide bulunan sonuçların yorumlanmasında kullanılmıştır. Arazi sonuçlarının, geliştirilen bu sınıflamayı desteklediği görülmüştür.

Bu çalışmanın ışığında, kaya kütleli hakkında gerçekçi bilgiler edinebilmek için sismik tomografi ve refraksiyon deneyleri laboratuvar çalışmalarıyla beraber yapılmalıdır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmayı destekliyen Çukurova Elektrik Anonim Şirketi'ne teşekkür ederiz.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Aknil, 1991, Berke dam site, The geomechanics classification (RMR-system) of the Sulucadere FM (Dolomitic limestone-dolomite), Aknil Engineers & Consultant Ltd., Ankara, pp. 150.
- Cummins, A. B. , 1973, SME Mining Engineering Handbook, V1, pp:13-17,30.
- Hudson, J.A., 1993, Comprehensive Rock Engineering Principle Practice & Projects, V3, pp. 661-669.
- ISRM, 1988, Suggested Methods for Seismic Testing Within and Between Boreholes, Int. J. Rock, Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol.25, No.6, pp.447-472.



İSTANBUL YENİKÖY MİL-TEN SAHASINDA MEVCUT HEYELANIN ANALİZİ VE YERLEŞİM BÖLGELERİNE YAKLAŞIM SINIRININ BELİRLENMESİ

**Slope Failure Analysis in İstanbul Yeniköy Coal Field of Mil-Ten Mining
Company and Determination of Approaching Limits to the Urban Areas**

Erkin NASUF

İ.T.Ü Maden Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü

Recep Hayri EREN

İ.T.Ü Maden Fakültesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü

Sina YAZICI

İ.T.Ü Maden Fakültesi Maden Mühendisliği Bölümü

Murat TURAN

Mil-Ten Şirketler Grubu

ÖZET

Bu bildiride İstanbul Yeniköy yerleşim bölgesine yakın Mil-Ten ve Ökten madencilik şirketlerine ait kömür sahalarında mevcut olan heyelanın etüdü ve Yeniköy yerleşim bölgelerine yaklaşma sınırının tespiti ile ilgili yapılan analizler sunulmuştur. İlk önce sahanın jeolojisi incelenmiş ve heyelanın oluşumu ile kayma tipi araştırılmıştır. Sahada mevcut birimlerin jeomekanik özellikleri, laboratuvarında yapılan deneylerle ve ayrıca GALENA isimli bir bilgisayar programı yardımıyla geri analiz yöntemini kullanarak hesaplanmıştır. Elde edilen birim özelliklerinin veri olarak girildiği GALENA yardımıyla ve Bishop Yöntemini kullanarak bu sefer bölgenin emniyet katsayısı haritası çıkartılmıştır. Bu haritada 1.2 değerindeki güvenlik katsayısı konturu aynı zamanda yerleşim bölgelerine yaklaşma sınırı olarak kabul edilmiştir. Sonuç olarak bölgedeki birimlerin jeolojik ve jeomekanik özellikleri gözönüne alındığında bölgenin çok az bir kısmının işletilebileceği ortaya konulmuştur.

ABSTRACT

In this paper slope failure occurred within the coal fields of Mil-Ten and Ökten Mining Companies is investigated in detail and the approaching limits to the urban areas are tried to be determined. First the geology of the field and the type of the slide are investigated in the field. Geomechanical properties of the formations in the area are determined both in the laboratory and also by using the computer program GALENA and its back analysis ability. Using GALENA software and Simplified Bishop Method the stability factors of the area are calculated and the contours of these factors are drawn. The contour with a safety factor of 1.2 is chosen to be the approaching limit to the urban areas. Different stabilizing and prevention methods are analyzed in order to determine the areas where mining is economically possible. As a result considering the geomechanical properties and the geology of the area it became evident that only a very small part of the area is minable.

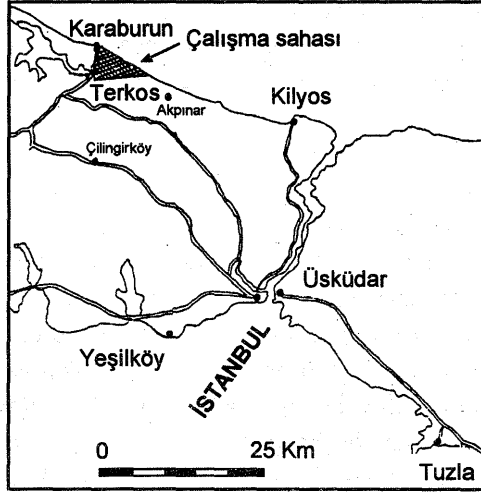
1. GİRİŞ

İstanbul Boğazı'nın batı yakasında Kilyos'dan Karaburun'a kadar yeralan kömür oluşumları, daha çok Karaburun Formasyonu'nun Delta düzlüğü fasiyesinin içindedir. Litolojik özellikleri itibarıyla, tabii kütle hareketlerinin kolayca gelişebileceği Karaburun Formasyonu'nu içeren ve bu çalışmaya esas olan kömür sahası İstanbul'un Gaziosmanpaşa ilçesine bağlı Karaburun ve Terkos beldeleri ile Karadeniz sahili arasındaki kesimde Akpınar'ın kuzeybatısında bulunmaktadır (Şekil 1). Bölgede sürekli izlenen oluşumlar, ilk defa Mil-Ten şirketinin bilimsel araştırmalara önem veren yaklaşımlarıyla ayrıntılı olarak incelenmiştir (Oktay ve Eren, 1991). Aynı düşünce ile hareket eden kuruluş bu defa madencilik sonucu ortaya çıkan kütle hareketlerinin yerleşim yerlerine olan etki sınırlarını ortaya koyabilmek için bu araştırmayı desteklemiştir.

2. MİLTEN SAHASININ JEOLJİSİ ve OCAK ÇEVRESİNDE DOĞAL OLARAK OLUŞAN KÜTLE HAREKETLERİ

Çalışma alanının tabanını kömürün olduğu Karaburun ile Çukurçeşme formasyonları teşkil eder. Karadeniz kıyısında ve Durusu (Terkos) kuzeyindeki Karaburun beldesi çevresinde Soğucak Formasyonu üzerinde kıyı kırıntıları ile başlayan açık denizel marn ve kireçtaşları ile, sonra da derin-denizel olistostramal fosiyesi ve en üstte gelişen delta fosiyesi ile sona eren bir istif izlenir. Bu istif "Karaburun Formasyonu" olarak adlandırılmıştır (Oktay, vd, 1992).

Karaburun Formasyonu Karaburun Yarımadası batısında Soğucak Formasyonu üzerinde plaj çakıllarıyla başlar. Bunlar çok kalın-kalın büyük ölçekli düzlemsel tabakalı olup, yaygın Soğucak Formasyonu'na ilişkin resifal kireçtaşı çakıllı, yaygın Ostrea Sp. türü mollusklu ve bentik foraminiferli çakıllar şeklinde karbonat çimento ile sıkı tutturulmuşlardır. Bunların üzerinde birkaç kumtaşı ve mikritik kireçtaşı aratabakası içeren ve kıyı açığındaki sığ denizel koşullarda çökelmiş sarımsı kahverenkli marnlar izlenir. Bu fasiyes üzerinde delta önü türbiditik kumtaşı ve gri kil ardışımı onun üzerinde de delta düzlüğü bataklık türü göllerde gelişmiş kömür içeren koyu gri killeri yer alır. Bu zon genellikle yeşilimsi koyu gri renkli olup, bazı seviyelerde bol tebeşir yumrulu, siltli ve ince kömürlü killeri içersinde kalınlıkları değişen sekiz ana seviye halinde masif kömür ile değişik kalınlıklı ince kuvars kumu aratabakalarından oluşur. Masif kömür seviyeleri içinde ya da aralarında kilce zengin kömürler bulunur. Bu zonun kalınlığı 0.8 m'lik taban kömürü de dahil olmak üzere 15.2 m'dir. Zon içerisindeki toplam masif kömür kalınlığı 4.4 m'dir. Genel geometrisi örtü şeklinde olan birimin kalınlığı 700 m'nin üzerindedir. Alt ve üstteki birimlerle uyumsuz ilişkilidir. Birimin değişik fasiyeslerinden derlenen fosillere göre yaşı Alt Oligosen-Alt Miyosen'dir.



Şekil 1. Mil-Ten ve Ökten Sahaları Yer Bulduru Haritası

Çukurçeşme Formasyonu etüd sahasında Karaburun Formasyonu üzerinde uyumsuz olarak, gevşek çakıl-kum-silt ve kilden meydana gelen ve kızıl-kök veren gri rengi ile belirgin kırıntılı bir birimdir. Birim birbirleriyle aşınmalı yüzeylerle ilişkili mercekler şeklinde ve büyük ölçekli düzlemsel ya da çapraz tabakalıdır. Bazı merceklerin en üst kesimlerinde ince kil tabakaları bulunmaktadır. Karasal örgülü akarsu ortamında çökelmiş bu kesimde maksimum tane boyu 35 cm, kumlar ise orta-kaba kum boyutundadır. Birim kısmen aşınmış olduğundan tüm kalınlığı bilinmemekle birlikte, maksimum kalınlığının yaklaşık 40 m civarında olduğu tahmin edilmektedir.

Karaburun Formasyonu litolojik yönden esas olarak kil, çamur, ikinçil olarak da silt ve kumdan yapılmış olmasından dolayı şev duraylılığı azdır. Bu durum, yaklaşık 90-100 m. yükseltili bir sırt oluşturan Tilki Tepe-Yeniköy hattına kuzeyinde kalan henüz madencilik faaliyeti yapılmayan sahalarda bileşik aynaları, yerel olarak 500 m'ye ulaşan kademeli heyelanların gelişmesine sebep olmuştur.

Bu çalışmanın yapıldığı alanda Karaburun Formasyonu'nun kömürlü fasiesi yaygın olarak zemini oluşturmakta; yüksek tepelerde ise Çukurçeşme Formasyonu bulunmaktadır. Litolojide kilin baskın yapıcı eleman olması sebebiyle Karaburun Formasyonu duraysız zemin türlerinden birini oluşturmaktadır. Kilin oluşumuna bağlı olarak gelişen içsel kırık yüzeyleri, su oranının değişimine bağlı gelişen hacim değişiklikleri kütle hareketlerini doğurmaktadır. Su oranı arttığında şişme, azaldığında oluşan büzülme duraysızlığın başlıca sebepleri arasındadır. Bu yüzden eğimi yüksek kesimlerde

meydana gelen doğal heyelanlar, mevzi topuk aşındırmaları sonucunda kolayca gelişmektedir. Bu tür kütle hareketleri sonucunda gelişen heyelan topografyası Yeniköy, Karaburun çevrelerinin hakim jeomorfolojisini teşkil etmektedir.

3. HEYELANIN ETÜDÜ

3.1 Arazi Hareketleri

Açık ocakta üretim faaliyeti sonucunda 1993 yılında başlayan kütle hareketleri sonucu ortaya çıkan kayma hatları, kayan kütlelerin yer değiştirmesi ve meydana gelen topuk-şişme yapıları ortaya çıkmış, böylece oluşan kayma hatları ile doğan yükselme şevli yapılar, eğim düşürmek amacıyla yapılan madencilik faaliyetleriyle düzeltilmiştir. Hatta hareketleri yavaşlatmak amacıyla sık sık üretim durdurulduğu halde, geride bulunan büyük kütle hareketine devam etmiştir. En güneyde bulunan heyelan sınırı olan en büyük kayma yüzeyi bir dairesel yönlenme ile kuzeybatıya dönmektedir. Ancak bu kesimde de zayıf derecede devam eden bu hat boyunca kütle hareketlerinin sürdüğü izlenmektedir. Çiftlik panosunun güneyinde bulunan tepe ve eteğinde bulunan kömür üretimi yapılmayan sahada kütle hareketleri izlenmemektedir (Şekil 2).

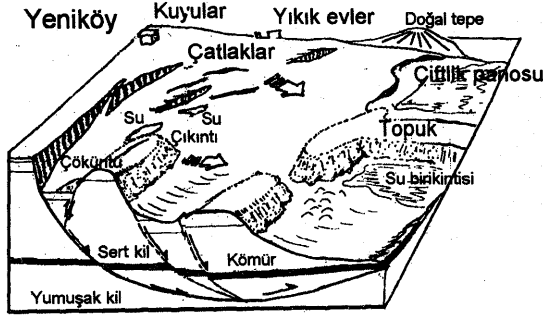
3.2 Mil-Ten Sahasında Mevcut Birimlerin İndeks ve Dayanım Özellikleri

Mil-Ten Sahasında özellikle heyelanın olduğu Çiftlik Panosunun batı kısmına düşen bölgede yeralan birimlerin (zemin) davranışını incelemek amacıyla mevcut birimlerden örselenmemiş numuneler alınmıştır. Numunelerin çoğunluğu şevlerin oluşturulacağı Gri kil'den, 4m'lik üst kömür zonunun altındaki Yeşil kil'den ve daha alt birimlerdenidir. Birimler genellikle killi seriler olduğu için laboratuvar çalışmalarında Plastik Limit, Likit Limit, ve Plastisite İndeksi değerleri belirlenmiştir (Çizelge 1).

PI (Plastisite İndeksi) değeri 35'ten yüksek olan tüm killer şişme derecesi çok yüksek killer olarak nitelendirilmektedir. Çiftlik Panosunun batısına düşen ve daha sonra çalışılması planlanan kısımda hakim birim kildir. Bu birimler genellikle bentonitlidir ve Plastisite İndeksleri 38-69 arasında değişmekte olup, su alınca şişme özelliği göstermektedir. Diğer bir deyimle sahadaki killerin şişme özellikleri nedeniyle her zaman bir aktivite söz konusudur.

Şev duraylılık analizlerinde birimlerin dayanımını belirten en önemli özellikler kohezyon (c) ve içsel sürtünme açısı (ϕ) dır. Bu nedenle inceleme yapılan sahadaki birimlerin dayanım özelliklerini tespit etmek amacıyla yukarıda belirtilen indeks özelliklerine ek olarak zemin mekaniği laboratuvarında araziden alınan numuneler üzerinde kesme kutusu deneyleri yapılmıştır. Elde edilen sonuçlara göre mevcut Yeşil kil biriminin kohezyonu $c = 25 \text{ kN/m}^2$ olarak hesaplanırken, Gri kil birimi için yapılan deneyler negatif kohezyon gibi fiziksel olarak anlamsız sonuçlar vermişlerdir. Deney sayılarının az olması, ön

hazırlıklarının oldukça uzun zaman alması gibi nedenler ile bu deneylerden vazgeçilerek daha gerçekçi sonucu verebilecek ve bu bildiride daha sonra anlatılacak olan, geri analiz yöntemi kullanılarak zemin özellikleri tespit edilmiştir.



Şekil 2. Mil-Ten ve Ökten Sahalarında Meydana Gelen Heyelanın Şematik Görünüşü

Çizelge 1. Zemin Niteliğindeki Birimlerin Ortalama İndeks Özellikleri

Birim	Likit Limit		Plastik Limit		Plastisite İndeksi	
	Sınırlar	Ortalama	Sınırlar	Ortalama	Sınırlar	Ortalama
Gri Kil	13.2-33.2	28.1	63-80	65.6	33.8-46.3	37.5 $\pm$ 38
Yeşil Kil	28.5	28.5	97	97	68.5	68.5 $\pm$ 69
Yeşil Kil altı	12.55-18	15.2	58-62	60	44-45	44.8 $\pm$ 45
80 cm'lik Kömür altı	21.5	21.5	52.5	52.5	31	31

3.3 Kayma Tipinin Belirlenmesi

Heyelan bölgesinde en üstte zayıf bir toprak tabakası ile birlikte bir bitki örtüsü ve hemen altında sarı kum-çakıllardan oluşan kalınlıkları fazla olmayan Çukurçeşme Formasyonu vardır. Ancak özellikle şevlerin açılacağı üst kömürün üstünü oluşturan ve daha kalın olan Gri kil-çamurdan oluşan Karaburun Formasyonu incelendiğinde, bu kilin ortalama plastisite indeksinin 38 olduğu görülür ve nispeten sağlam kil (stiff clay) sınıfına sokulabilir. Buna karşın üst kömür birimlerinin altında ve 80 cm'lik kömürün üstünde yer alan yeşil ve bol karbonatlı kil'in plastisite indeksi yaklaşık 69 civarında olup yumuşak kil (soft clay) sınıfındadır. Meydana gelen heyelan yumuşak kil birimleri üzerinde mevcut daha sağlam kil oluşumlarında görülen tipik heyelan türüne uymaktadır. Bölgedeki heyelanın durumunu şematize eden kroki Şekil 2'de sunulmuştur. Bölgede bundan sonra meydana gelecek heyelanların bu tür killi birimlerde oluşabilecek dairesel (kaşık sırtı şeklinde) kayma yüzeyi boyunca olması beklenmektedir. Bu kayma genellikle en zayıf yüzey olan kritik kayma dairesi boyunca oluşacaktır.

Mil-Ten sahasındaki yamaçlarda oluşabilecek kayma yüzeyinin kritik kayma dairesi şeklinde olacağı ve bu kayma dairesinin şevlerin taç kısmı olan Yeniköy yerleşim bölgesi civarında başlayıp, şevlerin topuğunda biteceği varsayımı ile analizlerin Bishop Yöntemi kullanılarak yapılması gereklidir.

3.4 Geri Analiz Yöntemi ile Malzeme Özelliklerinin Tespiti

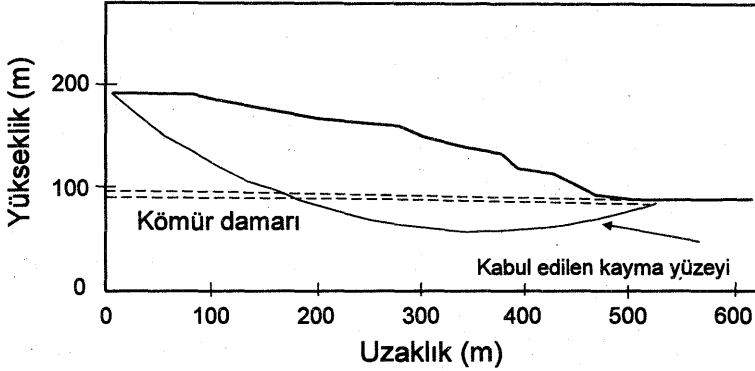
Geri analiz yöntemiyle yenilme anında kayma yüzeyindeki tüm makaslama direncinin aşıldığı varsayıp, emniyet katsayısının değerini bir ($F=1$) kabul ederek, c (Kohezyon) ve ϕ (içsel sürtünme açısı) değerleri hesaplanmaktadır. Geri analiz için öncelikle heyelanın sayısal olarak modellenmesi gereklidir. İki boyutta dairesel kaymaların analizi için genellikle Bishop, Janbu, Spencer-Wright ve Sarma gibi sayısal modelleme metotları kullanılmaktadır. Bu çalışmada hemen hemen endüstri standardı olmuş GALENA adlı bir bilgisayar programı kullanılarak modelleme yapılmıştır (....., 1994-A).

GALENA çok yönlü arazi duraylılık problemlerine cevap verebilecek şekilde yazılmış bir bilgisayar programıdır. Program 3 değişik şev analiz yöntemi ile modelleme yapabilme özelliklerine sahiptir. Bu yöntemler sırasıyla dairesel kayma yüzeylerindeki analizleri yapabilmek için "Basitleştirilmiş BISHOP Yöntemi", hem dairesel hem de dairesel olmayan yüzeylerdeki analizler için "SPENCER-WRIGHT Yöntemi" ve daha karmaşık şev duraylılığı problemleri için "SARMA Yöntemi" dir.

GALENA programı ve BISHOP yöntemi kullanarak yapılan geri analiz çalışmasında öncelikle heyelanın olduğu andaki (1993 Ekim ayı) durumunu temsil edebilecek tipik birkaç kesit araştırılmıştır. Heyelanın başladığı yer olarak kabul edilen Ökten sahası içinde 1993 yılı 1/2000'lik topoğrafik haritası üzerinde şu andaki heyelanın oluşumuna paralel doğrultuda kesitler alınmış ve bu kesitler üzerinde çalışmalar yürütülmüştür. Ayrıca elde edilen kesitler üzerinde mevcut malzeme profillerini gösterebilmek için sahada bunlara yakın yerlerdeki sondaj litolojilerinden yararlanılmıştır (....., 1992, 1993, 1994-B). Geri analiz çalışması böylece bu günkü heyelanı en iyi şekilde temsil ettiği varsayılan Ökten sahasındaki kesitler üzerinde yapılmıştır. Buna bir örnek Şekil 3'de verilmiştir.

Gri kil birimi ileride yapılacak çalışmalarda üzerinde en çok şev açılacak birim olacaktır. Bu nedenle geri analiz çalışması bu birimin özelliklerini elde etme yönünde yürütülmüştür. Yenilme anındaki emniyet katsayısını 1 olarak kabul edip, bu katsayıyı verecek Gri kil birimine ait c ve ϕ değer çiftleri doğrusu Şekil 4'de gösterildiği gibi, programın c ve ϕ 'yi değiştirerek ardışık hesaplamaların sonucunda bulunmuştur. Daha sonra bu doğru üzerinde Gri kil birimi özellikleri sınırları içinde uygun bir c ve ϕ çifti değeri seçilmiştir. Gri kil birimi için elde edilen c ve ϕ çiftleri doğrusunda uygun çifti seçerken Gri kil birimi (firm clay) yani nispeten sağlam kil olarak ele alınmıştır. Bu özellik çiftini belirlemek amacıyla

aşağıdaki kaynakda değişik malzemelere ait deneysel olarak belirlenmiş kohezyon ve içsel sürtünme açıları üzerine sunulan tablolardan killere ait zemin özellikleri değerlerinden yararlanılmıştır (Hoek ve Bray, 1981). Bu kaynaklarda sağlam killer için maksimum c değeri yaklaşık 50 kN/m^2 olarak tanımlanmıştır. Bu değer c için kabul edilirse Şekil 4'den buna karşılık gelen içsel sürtünme açısı değerini $\phi=23^\circ$ olarak bulunur. Bu iki değer Gri kil'in dayanım özellikleri olarak kabul edilip daha sonraki duraylılık analizlerinde kullanılmıştır.

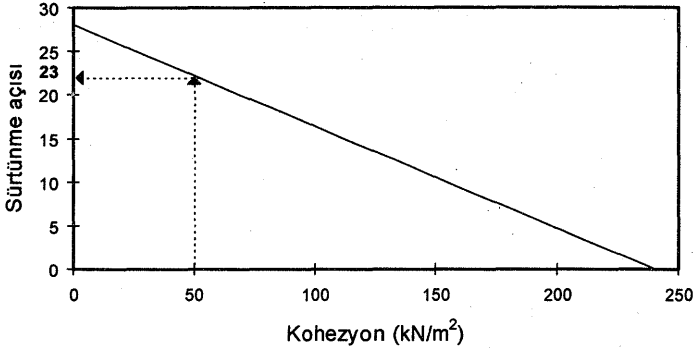


Şekil 3. Geri Analiz Yapılan Ökten Sahası Şev Profili Kesitlerine Bir Örnek (Kesit 6-6)

Gri kil'in altında bulunan ve bu birime göre nispeten daha yumuşak olan Yeşil kil'in özellikleri ise hem laboratuvar çalışmalarından hem de kil birimlerinin özelliklerini gösteren çizelgelerden hareketle yaklaşık olarak hesaplanmıştır. Zemin mekaniği laboratuvar çalışmalarında bu kil ile ilgili deneyler daha anlamlı sonuçlar vermiş olup c değeri 25 kN/m^2 olarak belirlenmiştir. Aynı zamanda yukarda adı geçen kaynakda yumuşak kil ile ilgili kohezyon değerleri incelendiğinde bu değerlerin $10-30 \text{ kN/m}^2$ arası değiştiği görülmektedir. Dolayısıyla $c=25 \text{ kN/m}^2$ değeri bu birimin kohezyon değeri olarak kabul edilmiştir. Ayrıca GALENA bilgisayar programı gerektiğinde killeri üstündeki tabakaların ağırlığı ile yüklenebilecek şekilde veri girişi olanağı tanımaktadır. Bu şekilde bir yüklemede hesaplama için killerin plastisite indeks değerleri bile yeterli olmaktadır (Çizelge 2).

Geri analiz çalışmasında da Yeşil kil birimi özellikleri sadece plastisite indeksi ile tanımlanmış ve bu özellikler sabit tutulup Gri kil'in özellikleri araştırılmıştır. Şevleri oluşturan diğer birimlere ait (bitkisel toprak, sarı kum vd.) birim hacim ağırlık değerleri ise yine referanslardan sunulan değerlerden yararlanarak seçilmiştir.

Bu çalışmada veri olarak kullanılan bölgede mevcut birimlere ait özellikler Çizelge 2'de toplu halde sunulmuştur.



Şekil 4. Kesit 6-6'daki Örnek Kesitte Geri Analiz Sonucu Elde Edilen Kohezyon (C) ve İçsel Sürtünme (ϕ) Çiftleri Doğrusu

4. EMNİYET KATSAYILARININ ve MESKUN ALANLARA YAKLAŞABİLİRLİK SINIRLARININ TESPİTİ

Geri analiz ve laboratuvar çalışmaları sonucunda elde edilen indeks ve dayanım özelliklerini kullanarak Mil-Ten Çiftlik Panosu batısında ve Ökten sahalarının heyelanlı bölgelerinde duraylılık çalışmaları 50 metre aralıklı 17 kesit üzerinde yürütülmüştür. Bu kesitler üzerinde şev ve malzeme profilleri sondajlar yardımıyla tanımlanıp bilgisayar programına veri olarak aktarılmıştır. Kesitler üzerinde pano sınırlarından başlamak üzere meskun alanlara doğru 50m'lik aralıklarla yaklaşarak emniyet katsayıları ve kritik kayma daireleri Basitleştirmiş Bishop Yöntemini kullanarak hesaplanmıştır.

Söz konusu 17 adet kesit ve analizde kullanılan şev profillerini temsil etmek üzere de 9-9 nolu kesit Şekil 5'de sunulmuştur. Şekil 5'de görülen çaprazlamasına çizgiler genel şev profili temsil etmektedir. Bu çalışmalarda yerleşim yerlerine yaklaşma sınırının belirlenmesi söz konusu olduğundan ve kışın arazinin çoğunlukla Karadeniz'den gelen yağışlara açık olması nedeniyle en kötü şartlarda şevlerin nihai durumda sulu ortamda kalacağı varsayılarak sulu şev analizi yapılmıştır. Çalışma sonunda elde edilen F emniyet katsayısı değerlerinin tüm inceleme sahası için konturları çizdirilmiş ve Şekil 6'da sunulmuştur.

Çizelge 2. Mil-Ten Sahası Şev Profilini Oluşturan Malzemelerin Özellikleri

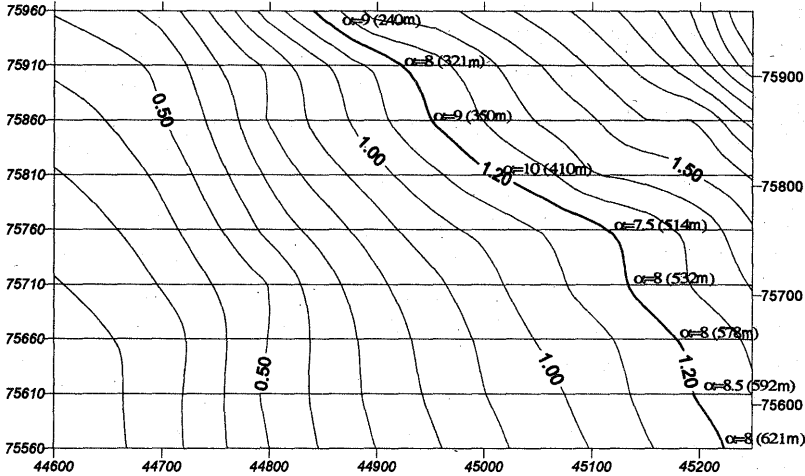
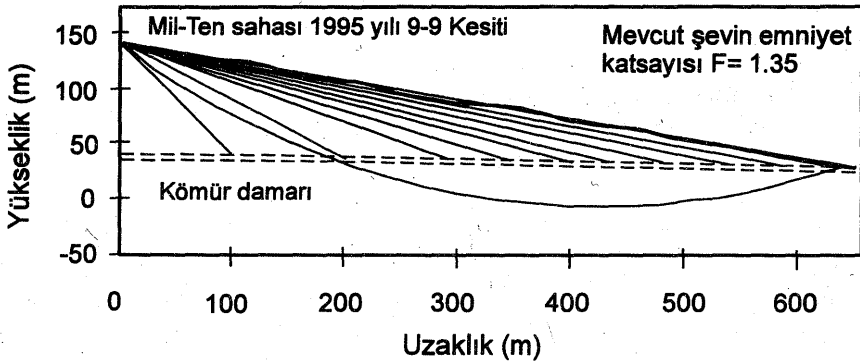
	Kohezyon c (kPa)	İçsel Sürtünme Açısı (φ)	Birim Ağırlık (kN/m ³)	Boşluk Suyu Basıncı (kPa)	Plastisite İndeksi (P.I)
Bitkisel toprak	3	33	20	1.1	
Sarı kum	3	33	20	1.1	
Gri kil	50	23	18	1.1	38
Kömür	10	22	14	1.1	
Yeşil kil	-25*	0.0	17	1.1	69
* Eğer kohezyon değeri negatif ise kohezyonun gerçek değeri yeryüzünden itibaren oluşan basıncın bir fonksiyonu olarak aşağıdaki eşitlik yardımıyla bilgisayar programı tarafından herbir dilimin tabanında hesaplanır. Bu durum killi birimler için uygundur ve derinlikle kohezyon değeri artar.					
c=c _i +(0.11+0.0037 P.I) x Yeryüzünden itibaren arazi basıncı Burada ; c _i = kohezyon değerinin mutlak değeri P.I= Plastisite indeks değeri					

5. İŞLETİLEBİLİR BÖLGEDE BASAMAK BOYUTLARININ SEÇİMİ ve SAĞLAMLAŞTIRICI ÖNLEMLER VE BUNLARIN MİL-TEN SAHASINDA UYGULANABİLİRLİĞİN ARAŞTIRILMASI

Şevler bazı belirsizliklerin varlığı da hesaba katılırsa emniyet katsayısının 1.2 olması halinde duraylı sayılabilirler. Bu durumda şevin minimum emniyet katsayısının 1.2 olduğu konturun kesitleri kestiği uzaklık değerleri ile meskun alan sınırlarındaki arazi kot değerlerini kullanarak hesaplanan genel eğim açıları değerleri Şekil 6'da gösterilmiştir. Buna göre; ortalama olarak 8°'lik bir genel eğim açısının duraylılığı sağlayacağı görülmektedir.

Genel eğim açısı olarak 8°'lik bir açıdan daha fazla bir açıda meskun bölgelere yaklaşmak ancak şevlerin duraylılığını sağlamak amacıyla bazı önlemler almakla mümkündür. Bu çalışmada gerçekçi düşünülürse ekonomik sınırlar içinde; a) şev topuğuna destek yükü koymak ve b) su drenajı en uygun önlemlerdir. Ancak drenajın kış aylarında aksaması ile birlikte ilerde yine şevlerin doygun hale geçmesi ile duraylılığın bozulacağı açıktır.

Dayanma yapıları (geçirimli duvar), donatılandırma (donatılı, zemin, çivileme), kazıklar (Sondaj, betonarme silindir), ankraj (mekanik, kimyasal enjeksiyon), ağaçlandırma, çimen, enjeksiyon (çimento, kireç) gibi şev duraylılığını artıran yöntemler mühendislik açısından mümkün olsalar bile, ekonomiklikleri tartışma konusudur.



6. SONUÇLAR

- 1- Sahada yapılan gözlemler sonucunda bölgede mevcut birimlerin tabiatının heyelanlı olduğu, duraylılıklarını sağlayan topuklar alındığı veya derin kazı yapıldığı zaman birimlerin harekete başladığı anlaşılmıştır.
- 2- Heyelanlı bölgede su seviyesi oldukça yüksektir. Bölgede drenajlı veya drenajsız madencilik faaliyeti yapılsa bile nihai durumda su seviyesi tekrar eski durumuna geleceğinden, duraylılık analizlerinde şevler sulu olarak ele alınmıştır.

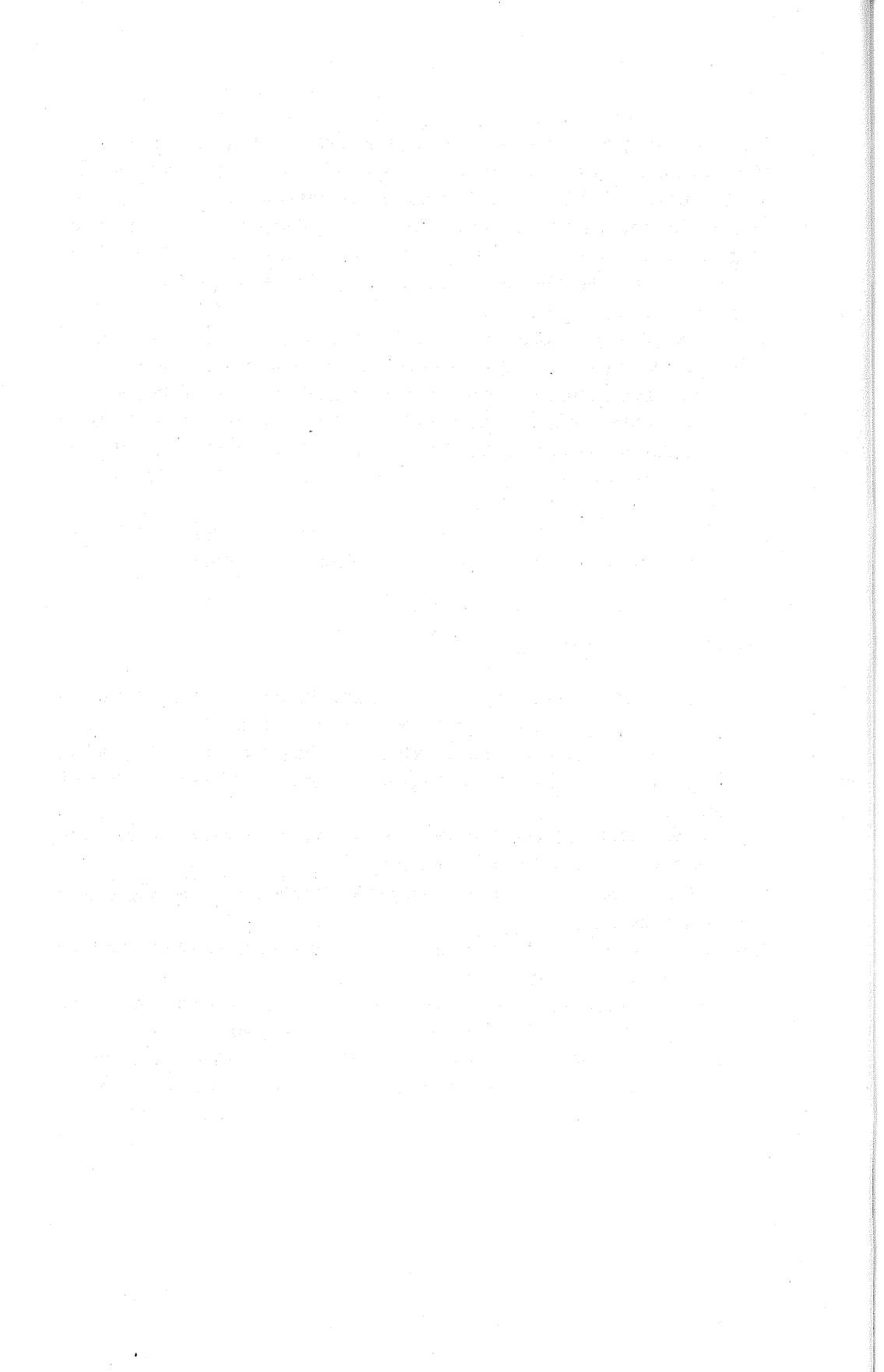
3- Sahadan alınan numuneler üzerinde yapılan Plastik limit, Likit Limit ve Plastisite İndeksi deneyleri sonucunda Gri kil'in Yeşil kil'e göre daha sağlam olduğu (stiff clay, $PI=69$) ve Yeşil kil'in çok plastik ve yumuşak bir kil olduğu (soft clay, $PI=38$) söylenebilir. Bu nedenle mevcut heyelanın da bu tür birimlerde beklenen dairesel heyelan tipi olduğu (yumuşak kil üzerinde kayan sert kil) ve kayma yüzeyinin de dairesel bir şekilde oluştuğu ve genellikle zayıf olan kısımlardan kaydığı kabul edilmiştir.

4- Laboratuvar çalışmalarına ek olarak malzeme özelliklerini geriye dönük olarak hesaplamak için GALENA adlı bilgisayar programı ile geri analiz çalışması yapılmıştır. Kayma anında kayma dairesi üzerindeki Gri kil biriminin kohezyon değeri $c= 50 \text{ kN/m}^2$ ve içsel sürtünme açısı $\phi= 23^\circ$ olarak hesaplanmıştır. Buna benzer şekilde kayma anında Yeşil kil'in kohezyon değerinin derinlikle arttığı ve bu değer içsel sürtünme açısı $\phi= 0^\circ$ olduğu anda $c=25 \text{ kN/m}^2$ olduğu kabul edilmiştir.

5- Bölgedeki üretim çalışmaları için en uygun genel eğim açısı $F=1.2$ veren hat üzerinden hesaplanmış ve ortalama $\alpha= 8^\circ$ olarak belirlenmiştir.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

-, 1992. Mil-Ten (Yeniköy Cıvırı-Tilkitepe) Sahasının Kömür Araştırma Sondajları Raporu, Zemin İnşaat, Kasım. (Yayımlanmamış).
-, 1993. Mil-Ten adına yapılan "Yeraltı İşletme Projesine Yönelik Ön Etüdler", İ.T.Ü. Yerbilimleri ve Yeraltı Kaynakları Uygulama Araştırma Merkezi, Mayıs.
-, 1994-A. Galena Slope Stability Analysis System, Software Manual, BHP Engineering PTY, 1991-1994, Australia.
-, 1994-B. Mil-Ten ve Ökten Madencilik Şirketlerine ait Sondaj Logları (Yayımlanmamış)
- Hoek, E. and Bray, J. W., 1981. Rock Slope Engineering. The Institute of Mining and Metallurgy. 358 pp.
- Oktay, F.Y. ve Eren, R.H., 1991. Mil-Ten ve Cıvırı Kömür Ruhsat Sahalarının Jeolojik Etüdü Raporu. İTÜ YBYK UY-GAR Merkezi, İstanbul.
- Oktay, F.Y., Eren, R.H. ve Sarkıç, M., 1992. Karaburun-Yeniköy (İstanbul) çevresinde Doğu Trakya Oligosen Havzasının Sedimenter Jeolojisi. Türkiye 9. Petrol Kongresi ve Sergisi Bilidiriler Kitabı, Ankara, 92-101.



KAYA ŞEVLERİNİN DURAYLILIK ANALİZLERİNE BİR GÜVENİRLİK YAKLAŞIMI

A Reliability Approach to Stability Analysis of Rock Slopes

H.Ş.B. Düzgün, T. Bozdağ, A.G. Paşamehmetoğlu
ODTÜ Maden Mühendisliği Bölümü, 06531, Ankara

ÖZET

Kaya şevlerinin duraylılık analizlerinde, Monte Carlo simülasyonu, birinci mertbe ikinci moment (BMİM) metodu ve Rosenbluth nokta tahmini yöntemi gibi olasılık yaklaşımlarının kaya mühendisliğinde kullanımı giderek yaygınlaşmaya başlamıştır. Ancak, yukarıda bahsedilen metodların uygulamasında bazı dezavantajlar vardır. Sözgelimi, Monte Carlo simülasyonunda kabul edilebilir doğrulukta sonuçlara ulaşmak için gerekli simülasyon sayısı ve zamanı çok fazladır. Bunun yanında Rosenbluth nokta tahmini yöntemi, N değişken için 2^N kadar girdi gerektirdiğinden bu metodun şev duraylılığında uygulanması zorlaşır. BMİM metodunun uygulanmasında iki temel dezavantaj vardır. Birincisi, doğrusal olmayan yenilme fonksiyonlarında fonksiyonu doğrusala çevirim sırasında çıkan hatalardır. İkincisi ise çit fonksiyonların değişik formüller halinde yazılmasından farklı sonuçların ortaya çıkabileceğidir. Bu araştırmada, yukarıda bahsedilen dezavantajları en aza indiren gelişmiş birinci mertbe ikinci moment (GBMİM) metodu şev duraylılığı analizlerinde kullanılmıştır. Bu metodun şev duraylılık analizlerinde kullanılma algoritması verilmiştir. Kama tipi ve düzlemsel kayma GBMİM metoduyla modellenmiştir. Bu güvenilirlik metodunun uygulanmasında kohezyon, sürtünme açısı ve süreksizlik parametreleri rassal değişkenler olarak ele alınmıştır. Sonuçta değişik şev açılarında güvenilirlik indeksi ve kayma olasılığı kama tipi ve düzlemsel kayma için verilmiştir.

ABSTRACT

The usage of probabilistic techniques such as Monte Carlo simulation, first order second moment method, Rosenbluth's point estimate method have become widespread in rock engineering. However, the above mentioned methods have some disadvantages. For example, Monte Carlo simulation requires large number of simulations to obtain acceptable results and computational time to maintain such accuracy is bulky. Additionally, Rosenbluth's point estimate method needs 2^N sets of input values for N number of variables. In the applications of first order second moment method there are two basic disadvantages. First, errors propagate during the linearization of non-linear functions. Second, different results may occur for mechanically equivalent formulations of functions. In this paper, advanced first order second moment (AFOSM) method that eliminates most of the disadvantages of above mentioned methods is used in the slope stability analysis. The algorithm of AFOSM method is given for slope stability analysis. Plane and wedge failure cases are modelled by the usage of AFOSM method. In the application of this reliability approach cohesion, friction angle and discontinuity parameters are considered as random variables. As a result, for plane and wedge failure, reliability index and probability of slope failure in different slope angles are given.

1. GİRİŞ

Kaya şevlerinin güvenliğinin belirlenmesinde son zamanlara kadar kullanılan metodlar genellikle deterministik yöntemlerdir. (Hoek ve Bray, 1981, Ucar ve arkadaşları, 1987, Wittke, 1990, Chowdhury, 1978, vb.). Deterministik metodlarda, duraylılık analizlerinde kullanılan parametrelerdeki belirsizliklerin ele alınması olanaksızdır. Çünkü bu metodlarda parametrelerin sadece ortalama ya da nominal değerleri kullanılabilir. Analiz parametrelerinin ortalama ya da nominal değerleriyle birlikte, parametrelerdeki belirsizlikleri simgeleyen standart sapma ya da varyans değerlerini, deterministik yöntemlerle şev duraylılığı belirlenmesinde ele almak mümkün değildir. Bu nedenle, son yirmi yılda olasılık yaklaşımlarının kaya şevlerinin güvenliğinin tayininde kullanımı hızla artmıştır. Buna bağlı olarak değişik olasılık metodları, şev duraylılık analizleri için kullanılmıştır. Bu metodlar Monte Carlo simülasyonu, Rosenblueth nokta tahmini ve birinci mertebe ikinci moment (BMİM) teknikleri olarak sıralanabilir. Priest ve Brown (1983), Morris ve Stoter (1983), Kulatilake (1988), Muralha ve Trunk (1993) gibi araştırmacılar Monte Carlo simülasyonunu kaya şev duraylılığı analizi için kullanmışlardır. Bolle ve arkadaşları (1987) Rosenblueth nokta tahmini yöntemini şev duraylılığı tayininde uygulamışlardır. BMİM metodu da Muralha (1991), Genske ve Walz (1991), Trunk (1993) tarafından şev duraylılığı analizleri için kullanılmıştır. Yukarıdaki tekniklerin yığın olarak kullanımına rağmen bu yöntemlerin bazı dezavantajları vardır. Söz gelimi, Monte Carlo simülasyonunun doğruluğu simülasyon sayısına bağlıdır. Kabul edilebilir bir doğruluk derecesi için gereken simülasyon sayısı fazladır ve işlem süresi oldukça uzundur. Rosenblueth nokta tahmini yöntemi ise N rassal değişken için 2^N kadar girdi gerektirir. N arttıkça bu metodun uygulanması zorlaşır. Klasik BMİM metodunun temel olarak iki dezavantajı vardır. İlki doğrusal olmayan yenilme fonksiyonlarında fonksiyonu doğrusallaştırma işlemi sırasında hataların ortaya çıkmasıdır. İkinci dezavantaj ise, bu yöntemde eşit fonksiyonların değişik biçimlerde yazılması durumunda her biçim için ayrı sonuçların elde edilebileceğidir. Yukarıda sözü edilen üç metod, yapı güvenliğinde yerini son yıllarda Hasofer ve Lind (1974) tarafından geliştirilen gelişmiş birinci mertebe ikinci moment (GBMİM) metoduna bırakmıştır. Bunun nedeni GBMİM metodunun yukarıda bahsedilen dezavantajların çoğundan yoksun olmasıdır (Ellingwood ve arkadaşları, 1980). Bu yüzden bu araştırmada kama tipi ve düzlemsel kayma GBMİM metoduyla analiz edilmiştir. Düzlemsel kaymada sürtünme ve süreksizlik açıları, kama tipi kaymada da sürtünme açısı, kohezyon ve süreksizlik açıları rassal değişkenler olarak ele alınmıştır.

2. GBMİM GÜVENİRLİK ANALİZİ YAKLAŞIMI

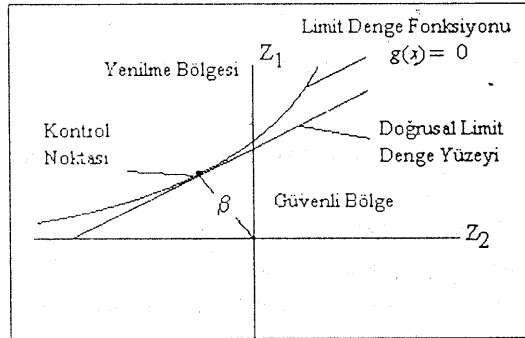
GBMİM güvenilirlik modeli önceki BMİM modellerinin eksikliklerini gideren ve yapı güvenliğinde en fazla kullanılan methodtur (Ang ve Tang, 1980). Bu modelde limit denge fonksiyonunun, $g(\underline{x})$, seçimi en temel basamaktır.

$$g(\underline{x}) = g(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad (1)$$

Burada $\{\underline{x}\} = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}$ temel değişkenler vektörüdür. Limit denge eşitliği, $g(\underline{x}) = 0$, geometrik olarak n boyutlu bir yüzey oluşturur ve yenilme yüzeyi ya da limit denge yüzeyi olarak adlandırılır. Yenilme yüzeyinin sıfırdan büyük olduğu bölge, $g(\underline{x}) > 0$, güvenli, küçük olduğu bölge, $g(\underline{x}) < 0$, ise güvensiz bölgedir. Genellikle $g(\underline{x})$, toplam yenilme yönündeki kuvvetlerin, $S(\underline{x})$, toplam mukavemeti oluşturan kuvvetlerden, $R(\underline{x})$, çıkarılmasıyla bulunur. Bu çıkarma işlemi çoğunlukla güvenlik marjını olarak da adlandırılır ve şöyle tanımlıdır:

$$M = g(\underline{x}) = R(\underline{x}) - S(\underline{x}) \quad (2)$$

Limit denge eşitliğinin bulunmasından sonraki basamak güvenilirlik indeksinin hesaplanmasıdır. Güvenirlik indeksi, β , güvenliğin belirlenmesinde kullanılan bir ölçüdür ve deterministik analizdeki güvenlik katsayısının karşılığıdır. $S(\underline{x})$ ve $R(\underline{x})$ 'deki belirsizlikler, güvenilirlik indeksi hesabında ele alınır. Ayrıca ortalama güvenlik marjını büyüdükçe β da büyüyerek güvenliğin arttığını gösterir. Bunun yanında β , limit denge yüzeyinden, indirgenmiş temel değişkenlerin orijinine olan en kısa uzaklığı verir. Güvenli durumda olma olasılığı, P_s , β 'nın bir fonksiyonudur ve $P_s = \Phi(\beta)$ biçiminde ifade edilir. Burada $\Phi(\cdot)$ standart normal dağılım fonksiyonudur. Buna bağlı olarak yenilme olasılığı, P_f , de $P_f = 1 - \Phi(\beta)$ eşitliğinden bulunabilir. Güvenirlik indeksinin geometrik olarak gösterimi Şekil 1'deki gibidir.



Şekil 1. Güvenirlik indeksinin geometrik gösterimi

GBMİM metodunda, güvenilirlik indeksinin hesabı temel olarak, iteratif yöntemle çözülebilen sınırlanmış bir optimizasyon probleminin çözümünü içerir. β 'nin bulunması için geliştirilen algoritma şöyledir (Ang ve Tang, 1984):

- i. Uygun limit denge yüzeyinin, $g(x)$, tanımlanması.
- ii. Başlangıç için bir β değerinin saptanması.
- iii. Başlangıç kontrol noktasının, x_1^* , her temel değişkenin ortalamasına eşitlenmesi. ($x_1^* = \mu_1$, burada μ_1 i'nci temel değişkenin ortalamasıdır).
- iv. Eğer bazı temel değişkenler normal dağılımdan gelmemişse bu değişkenlerin normal dağılımdaki ortalama ve standart sapmalarının hesaplanması.
- v. İndirgenmiş değişkenlerin, Z_i , $Z_i = \frac{x_i - \mu_i}{\sigma_i}$ eşitliğinden hesaplanması. Burada μ_i ve σ_i i'nci temel değişkene ait ortalama ve standart sapmadır.
- vi. Limit denge fonksiyonunun indirgenmiş değişkenlerdeki değerinin bulunması.
- vii. $\left(\frac{\partial g}{\partial Z_i} \right)_{x_i^*}$ kısmi türevinin x_i^* noktasındaki değerinin hesaplanması.
- viii. α_i değerinin her $i = 1, 2, \dots, n$ için bulunması. (burada i her temel değişken, n de toplam temel değişken sayısıdır). α_i aşağıdaki eşitlikten bulunabilir:

$$\alpha_i = \frac{\left(\frac{\partial g}{\partial Z_i} \right)_{x_i^*}}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial Z_i} \right)_{x_i^*}^2}} \quad (3)$$

ix. Yeni x_i^* değerlerinin her $i = 1, 2, \dots, n$ için $x_i^* = \mu_i - \alpha_i \beta \sigma_i$ formülünden bulunması.

x. (ix)'daki $x_i^* = \mu_i - \alpha_i \beta \sigma_i$ eşitliğinin $g(x) = 0$ 'da yerine konularak β için çözümün yapılması.

xi. Basamak (x)'da bulunan β değeri kullanılarak yeni indirgenmiş değerlerin, $Z_i = -\alpha_i \beta$ eşitliğinden hesaplanması.

xii. Basamak (v)'den basamak (xi)'e kadar olan işlemlerin β için kabul edilebilir bir konverjans elde edilene kadar tekrarlanması.

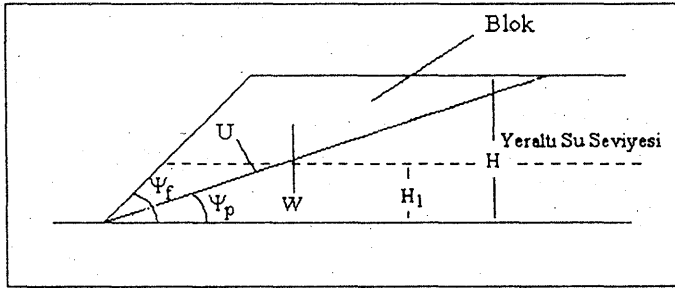
Yukarıda verilen güvenilirlik indeksinin hesaplanması işlemlerinde temel değişkenlerin birbirleriyle korelasyonlarının olmadığı kabul edilmiştir. Eğer temel değişkenlerden bazıları ya da hepsi arasında bir korelasyon varsa, bu değişkenler korelasyonsuz bir kümeye dönüştürülerek, yukarıdaki işlemler tekrar edilebilir.

3. GBMİM METODUNUN UYGULAMASI

Görüldüğü gibi yukarıda verilen GBMİM algoritması oldukça geneldir. Bu metodun kama tipi düzlemsel kaymaya uygulanmasında, bu iki kayma çeşidi için WEDREL ve PLANEREL adlı iki yazılım geliştirilmiştir. Yazılımlar Quick Basic 4.5 programlama dilinde kodlanmıştır. Daha sonra bu yazılımlar kullanılarak kama tipi ve düzlemsel kayma için iki şev duraylılık analizi örneklenmiştir.

3.1. Düzlemsel Kayma

Düzlemsel kaymayı en iyi açıklayan örnek eğik düzlemdeki bir kütlenin kaymasıdır. Kayma, eğik düzlemde kaymaya yardım eden kuvvetler toplamının, kaymayı engelleyen kuvvetler toplamından büyük olduğu zaman başlar. Bu mekanik prensibe dayanarak kayma düzlemindeki bloğa etki eden kuvvetler birçok değişik biçimde analiz edilebilir. (Hoek ve Bray, 1981, Ucar ve arkadaşları, 1987 vs.) Bu çalışmada Ucar ve arkadaşlarının (1987) geliştirdiği bir yaklaşım düzlemsel kayma modeli olarak kullanılmıştır. Bu analizde göz önüne alınan düzlemsel kayma geometrisi ve bloğa etkiyen kuvvetler Şekil 2'de gösterilmiştir.



Şekil 2. Düzlemsel kayma duraylılık analizinde kullanılan şev geometrisi.

Kuvvetleri hesaplamak için kullanılan formüller şöyledir:

$$R_f = \frac{cH}{\sin \psi_p} + W \tan \phi \cos \psi_p - U \tan \phi \quad (4)$$

$$D_f = W \sin \psi_p \quad (5)$$

$$W = \frac{\sin(\psi_f - \psi_p)}{2 \sin \psi_p \sin \psi_f} [H_1^2 \gamma_{sat} + (H^2 - H_1^2) \gamma] \quad (6)$$

$$U = HH_1 \psi_p \gamma_w (\cot \psi_p - \cot \psi_f) \sec \psi_p / 2 \quad (7)$$

Burada:

R_f = Kaymaya karşı koyan kuvvet (kN/m)

D_f = Kaymaya neden olan kuvvet (kN/m)

W = Kayan bloğun kütlesi (kN/m)

ψ_p = Süreksizlik eğimi (Derece)

- ψ_f = Şev açısı (Derece)
 H_1 = Yeryüzü suyu yüksekliği (m)
 H = Şev yüksekliği (m)
 γ_{sat} = Doymuş kaya birim ağırlığı (kg/m^3)
 γ = Kaya birim ağırlığı (kg/m^3)
 ϕ = Sürtünme açısı (Derece)
 c = Kohezyon (kN/m^2)
 U = Su kuvveti (kN/m)
 γ_w = Suyun birim ağırlığı (kg/m^3)

Ucar ve arkadaşlarının (1987) deterministik düzlemsel kayma analizi kullanılarak limit denge fonksiyonu şu biçimde belirlenebilir:

$$g(x) = \frac{cH}{\sin \psi_p} + W \tan \phi \cos \psi_p - U \tan \phi - W \sin \psi_p \quad (8)$$

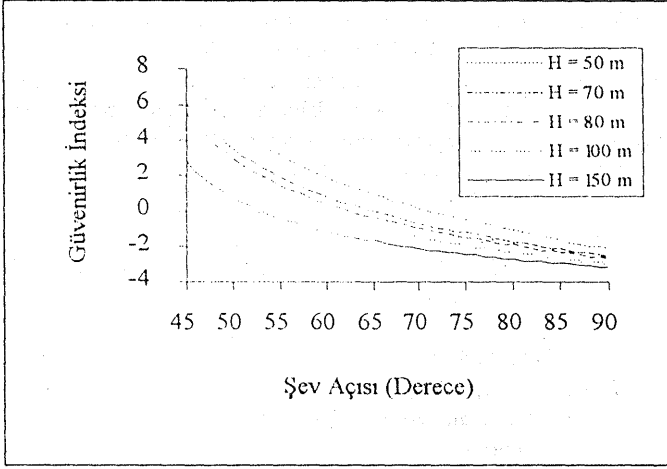
GBMİM metodunun uygulanması için McCracken'in (1983) düzlemsel kayma analizi çalışmasında kullanılan veriler ele alınmıştır. McCracken'in (1983) orijinal çalışmasında duraylılık analizi, büyük bir sürtünme açısında kohezyon sıfır alınarak yapılmıştır. Problemi daha genel yapmak için kohezyon 147.15 kN/m^2 ve sürtünme açısı 30° olarak kabul edilmiştir. Doymuş kaya birim ağırlığı 3000 kg/m^3 , kaya birim ağırlığı 2700 kg/m^3 ve su birim ağırlığı 1000 kg/m^3 olarak alınmıştır.

Yukarıdaki limit denge fonksiyonunda temel değişkenler $\tan \phi$, $\cos \psi_p$ ve $\sin \psi_p$ dir. Kohezyon deterministik bir parametre olarak ele alınırken sürtünme açısı ve süreksizlik eğimi ise rassal değişkenler olarak modellenmiştir. Temel değişkenler $\tan \phi$, $\cos \psi_p$ ve $\sin \psi_p$ için STATGRAPHICS paketinde yapılan Ki-kare testlerine dayanarak en uygun dağılım lognormal olarak bulunmuştur. Tablo 1'de temel değişkenlere ait istatistiksel parametreler verilmiştir.

Tablo 1. Rassal değişkenlerin istatistiksel özeti

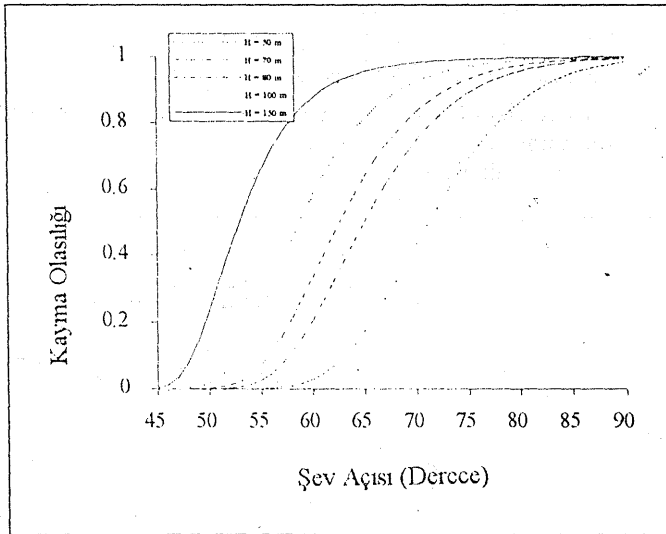
Değişken Adı	Sürtünme Açısı (ϕ , Derece)	Süreksizlik Eğimi (ψ_p , Derece)	X_1 ($\tan \phi$)	X_2 ($\cos \psi_p$)	X_3 ($\sin \psi_p$)
Numune Adedi	73	100	73	100	100
Ortalama	30.052	38.200	0.579	0.782	0.616
Varyans	14.364	29.273	0.001	0.003	0.006
Standart Sapma	3.790	5.410	0.024	0.055	0.077
Varyans katsayısı	0.121	0.142	0.041	0.070	0.125

PLANEREL yazılımı kullanılarak, 40 m yeraltı su yüksekliğinde, şev açısı 45° - 90° arasında değiştirilerek, değişik şev yüksekliklerinde güvenilirlik indeksi hesaplanmıştır. Sonuçlar Şekil 3'de gösterilmiştir.



Şekil 3. Şev açısına karşılık β değerlerinin değişik şev yüksekliklerinde grafiği.

Aynı biçimde, yukarıdaki şev özellikleri için kayma olasılığı için 45° - 90° arasındaki şev açılarında çizilen grafikler Şekil 4'de gösterilmiştir.



Şekil 4. Şev açısına karşılık kayma olasılığının değişik şev yüksekliklerinde grafiği.

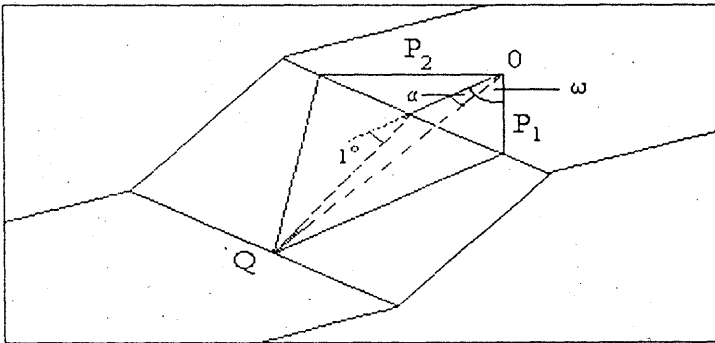
3.2. Kama Tipi Kayma

İki süreksizliğin kesişmesinden oluşan kama tipi kaya bloklarının kayması yaygın görülen şev duraylılık problemlerindendir. GBMİM tekniği için Jaeger'ın (1971) geliştirdiği deterministik kama tipi kayma analizi göz önüne alınmıştır. Şekil 5 bu araştırmada ele alınan kama geometrisini gösterir. OP_1Q ve OP_2Q , kesişimi OQ olan, kamaı oluşturan iki düzlemdir. OQ 'nun eğimi α 'dır. Bu iki düzlemi z eksenini OQ olan kordinat sisteminde gösterimi Şekil 6'deki gibidir. Burada ψ_1 ve ψ_2 , OP_1 ve OP_2 düzlemlerinin dikey düzlem OZ ile yaptığı açıdır. N_1 ve N_2 ise OP_1 ve OP_2 düzlemlerinin normalleridir. Bu kama tipi kayma mekanizmasında kamanın üst yüzeyi düzdür. Ayrıca w birinci düzleme ait doğrultudur. Bu geometriye göre Jaeger (1971) tarafından tanımlanan güvenlik katsayısı şöyledir:

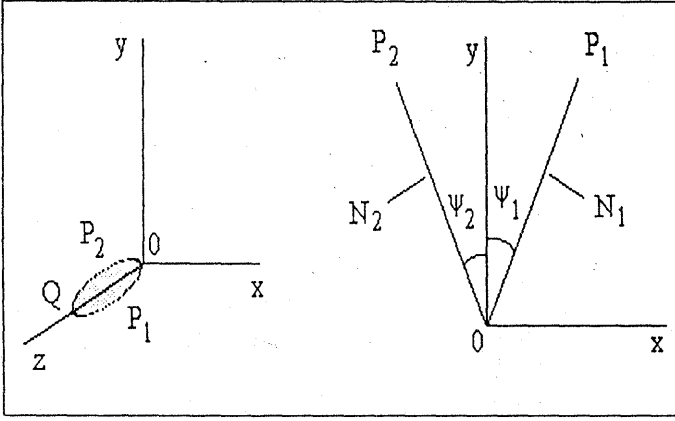
$$SF = \frac{\left[\frac{\mu_1 \cos \psi_1}{2} + \frac{\mu_2 \cos \psi_2}{2} + \frac{3 \sin i}{\gamma H \cos \alpha \sin(i - \alpha)} \left(\frac{c_1 \cos \psi_1}{2} + \frac{c_2 \cos \psi_2}{2} \right) \right] \cdot \cos \alpha}{\sin(\psi_1 + \psi_2)} \quad (9)$$

Burada:

- H = Kama yüksekliği, (m)
- γ = Kaya birim ağırlığı, (kg/m^3)
- μ_1 = Süreksizlik I'e ait sürtünme katsayısı,
($\mu_1 = \tan \phi_1$), (derece)
- μ_2 = Süreksizlik II'ye ait sürtünme katsayısı,
($\mu_2 = \tan \phi_2$), (derece)
- c_1 = Süreksizlik I'in kohezyonu, (kN/m^2)
- c_2 = Süreksizlik II'nin kohezyonu, (kN/m^2)
- ψ_1 = Süreksizlik I'in açısı, (derece)
- ψ_2 = Süreksizlik II'nin açısı, (derece)
- ϕ_1 = Süreksizlik I'e ait sürtünme açısı, (derece)
- ϕ_2 = Süreksizlik II'ye ait sürtünme açısı, (derece)
- α = İki süreksizlik düzleminin kesişim doğrusunun yataydan eğimi, (derece)
- i = Şev açısı, (derece)



Şekil 5. Kama geometrisi (Jaeger, 1971)



Şekil 6. Kayma yüzeylerinin koordinat sisteminde gösterimi

Deterministik kama tipi kayma modeli (Jaeger, 1971) kullanılarak bulunan limit denge fonksiyonu şu biçimdedir:

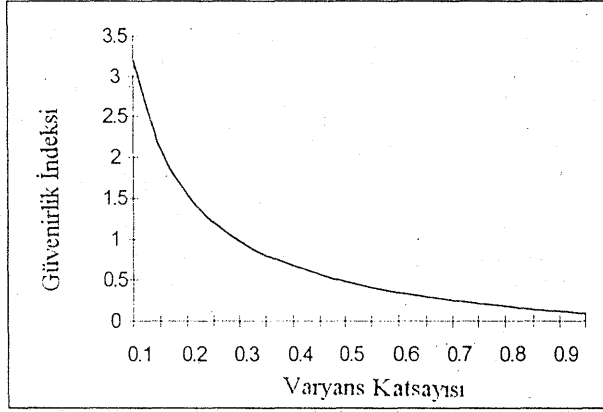
$$g(x) = \left[\mu_1 \cos \psi_2 + \mu_2 \cos \psi_1 + \frac{3 \sin i}{\gamma l \cos \alpha \sin(i - \alpha)} (c_1 \cos \psi_2 + c_2 \cos \psi_1) \right] \cdot \cot \alpha - \sin(\psi_1 + \psi_2) \quad (10)$$

Bu limit denge fonksiyonunda temel değişkenler iki süreksizliğe ait sürtünme açısı, kohezyon ve süreksizlik eğimidir. Süreksizlik mukavemetine ait değişkenler için lognormal dağılım, diğer rassal değişkenler içinse normal dağılım kullanılmıştır. GBMİM güvenilirlik metodunun uygulanması, bir hipotetik örnekle gösterilmiştir. Kama tipi bloğu oluşturan iki süreksizliğin özellikleri Tablo 2'de verilmiştir. Ayrıca, kaya birim ağırlığı 2500 kg/m^3 , şev açısı 40° ve şev yüksekliği 80 m olarak alınmıştır.

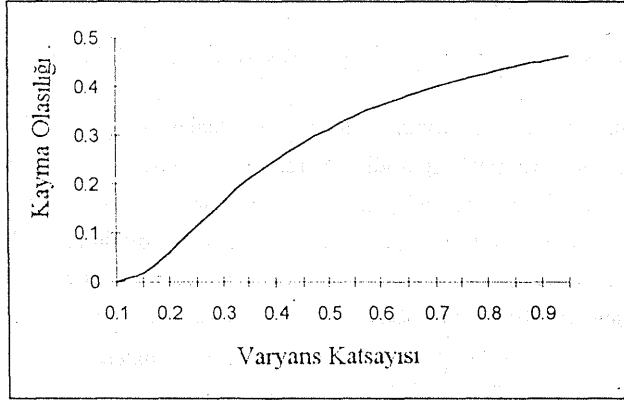
Tablo 2 Süreksizlik I ve II'nin özellikleri

	Süreksizlik I	Süreksizlik II
Sürtünme Açısı (ϕ°)	27	25
Kohezyon(c , kN/m^2)	21	22
Eğim (ψ°)	65	38

Kama tipi duraylılık analizinde, düzlemsel kaymanın tersine, değişik şev geometrilerinde güvenilirlik indeksi ve kayma olasılığı hesaplamak yerine, temel değişkenlerdeki varyansın β ve P_f üstündeki etkisi araştırılmıştır. Bunun için, temel değişkenin ortalamasının standart sapmasına oranını veren varyans katsayısı 0.1 ve 0.95 arasında değiştirilerek β ve P_f değerleri WEDREL yazılımı kullanılarak hesaplanmıştır. Şekil 7-8 sonuçları gösteren grafiklerdir.



Şekil 7. Güvenirlilik indeksinin varyans katsayısına göre değişimi



Şekil 8. Kayma olasılığının varyans katsayısına göre değişimi

4. SONUÇ

Bu çalışmada GBMİM metodunun kaya şevlerindeki kama tipi ve düzlemsel kayma analizinde uygulanabilirliği gösterilmiştir. Düzlemsel kaymada, şev yüksekliği ve şev açısı arttıkça kayma olasılığı yükselmiştir. Buna bağlı olarak güvenirlilik indeksi düşmüştür ki, bu da beklenen bir sonuçtur. Kama tipi kaymada yapılan çalışmada temel değişkenlerdeki varyans arttıkça P_{fin} artışı ve β 'nin düştüğü gözlenmiştir. Analiz parametrelerindeki belirsizlik arttıkça kaya şevi için daha az güvenli bir durum ortaya çıkmıştır. Bu nedenle analiz parametrelerindeki belirsizlik ya da değişkenlik daha ciddi biçimde ele alınmalı ve analiz edilmelidir.

Bu çalışmadan ayrıca deterministik tekniklerin gerçekçi şev duraylılığı belirlenmesinde eksik kaldığı da bir yan sonuç olarak çıkartılabilir. Her iki kayma tipi için

verilen şev geometrisinde bir güvenlik katsayısı bulunsaydı, bu hesapta parametrelerin sadece ortalama değerleri kullanılacağından bulunan güvenlik katsayısı sabit bir değer olacaktı. Fakat GBMİM metoduyla aynı şev geometrisinde aynı ortalama değerler için her varyans değerinde değişik güvenilirlik indeksleri bulunmuştur. Bu da analiz parametrelerindeki varyansın gerçek şev güvenliğinin belirlenmesinde etkisi olduğunu gösterir.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Ang, A.H.S., ve Tang, W.H., 1984. Probability Concepts in Engineering Planning and Design, Vol.2., John Wiley and Sons.
- Bolle, A., Bonnechere, F. ve Arnould, R. 1987. A probabilistic approach of slope stability in fractured rock. Proc. of 6th. ISRM Congresss, Vol. 1, pp. 301-303.
- Chawdhurry, R.N. 1978. Slope Analysis. Developments in Geotechnical Engineering, Vol. 22, Elsevier Scientific Publishing Co.
- Ellingwood, B., Galambos, T.V., MacGregor, J.G. ve Cornell, C.A., 1980. Development of a Probability Based Load Criterion for American National Standard A58. Building Code Requirements for Minimum Design Loads in Building and Other Structures.
- Genske, D.D. ve Walz, B., 1991. Probabilistic assessment of stability of rock slopes. Structural Safety 9.
- Hasofer, A.M. ve Lind, N.C., 1974. An exact and invariant first order reliability format. J. Eng. Mech. Div., American Soc. Civ. Eng., 100, pp. 111-121.
- Hoek, E., ve Bray, J.W., 1981. Rock Slope Engineering , The Inst. of Mining and Metall.
- Jaeger, J.C. 1971. Friction of rocks and stability of rock slopes. 11th. Rankine Lecture, Geotechnique 21, No. 2, pp. 97-134.
- Kulatilake, P.H.S.W. 1988. Minimum rock bolt force and minimum static saceleration in tetrahedral wedge stability: A probabilistic study. Int. Journal of Surface Mining, Vol. 2, pp. 19-25.
- McCracken, G., 1983. Probabilistic analysis of slope stability at a large quartzite quarry. Proc. 2nd International Surface Mining and Quarrying Symposium, pp. 13-20.
- Morris, P., ve Stoter, H.J., 1983. Open cut slope design using probabilistic methods. Proc. of 5th ISRM Congress, Vol.1, pp. C107-C113.
- Muralha, J., 1991. A probabilistic approach to stability of rock slopes. Proc. of 7th. ISRM Congress, Vol.2, pp. 921-927.

- Muralha, J. ve Trunk, U., 1993. Stability of rock blocks-evaluation of failure probabilities by Monte Carlo and first order reliability methods. Proc. of Assessment of Prevention of Failure Phenomena in Rock Engineering, pp.759-765.
- Priest, S.D., ve Brown, E.T., 1983. Probabilistic stability analysis of variable rock slopes. Trans. Instn. Min. Metal., 92, pp. 1-12.
- Trunk, U. 1993. Probabilistic stability analysis for rock wedges. Safety and Environmental Issues on Rock Engineering, pp. 227-232.
- Ucar, R., Hassani, P.F., ve Afrouz, A., 1987. Design of anchoring in rock with planar failure. International Journal of Surface Mining, pp. 177-183.
- Wittke, W. 1990. Rock Mechanics Theory and Applications with Case Histories. Springer-Verlag.

KAYA KÜTLESİ SINIFLAMA SİSTEMLERİ ÜZERİNE KRİTİK BİR DEĞERLENDİRME

A Critical Review on Rock Mass Classification Systems

Yrd. Doç. Dr. İhsan ÖZKAN

Cumhuriyet Üniversitesi

Maden Mühendisliği Bölümü, 58140, SİVAS

Doç. Dr. Erdal ÜNAL

Orta Doğu Teknik Üniversitesi

Maden Mühendisliği Bölümü, 06531, ANKARA

ÖZET

Kaya mekaniği konuları ve araştırmaları ile ilgili temel kitap, konferans ve sempozyum bildirilerinin incelenmesi sırasında yirmi dört adet sınıflama sistemi belirlenmiştir. Bu belirlenen sınıflama sistemleri üzerinde kritik bir değerlendirme yapılmıştır. Bu makalede, sınıflama sistemlerinin tüm girdi ve tasarım çıktı parametreleri ile tasarım önerileri tartışılmış ve tüm bu sistemlerin ifade ettiği girdi ve çıktı parametrelerini gösteren çizelge ve grafikler sunulmuştur. Ayrıca sınıflama sistemlerine bağlı yeraltı boşlukları etrafındaki kaya kütle davranışının tanımlanmasındaki yaklaşımlar değerlendirilmiştir.

ABSTRACT

During review of the literature on rock mechanics, twenty four classification systems have been found in major basic books, conference and symposia proceedings. A critical review on encountered rock mass classification systems has been done. In this paper, input and output parameters important for rock mass classification systems are discussed, design recommendations are given and also tables and graphs related to input and output parameters of above mentioned classification systems are presented. In addition, approaches describing the rock mass behavior around underground spacing are evaluated.

1. GİRİŞ

Kaya kütleli sınıflama sistemleri esas olarak mühendislik uygulamalarında kullanılan ampirik tasarım yöntemleridir. İlk modern sınıflama sistemi Terzaghi (1946) tarafından geliştirilmiştir. Bugün ortaya atılmış değişik sınıflama sistemleri mevcuttur. Bu sınıflama sistemlerinin, yeraltı boşluk duraylılığının sağlanmasında kullanılabilecek en iyi ampirik bir tasarım yöntemi olduğu Goodman (1980) ve Hoek ve Brown (1980) tarafından belirtilmiştir. Butler ve Franklin'e (1990) göre ise bu ampirik tasarım yöntemleri düzenlenmiş deneysel birikimlere sahiptir. Ayrıca tasarım çalışmaları

1

esnasında, yaygın olarak kullanılan RMR ve Q sistemlerine ait tasarım sonuçlarının önemli olduğu Hindistan'daki araştırmacılar (Singh vd., 1994) tarafından savunulmaktadır. Bütün bunlara rağmen Panet'e (1993) göre ise bu tasarım yöntemleri çok fazla veya geçersiz tahkimat tasarımları önermektedirler.

Bugün bir çok mühendislik projelerinin tamamlanmasında başarı ile kullanılmaktadırlar. Hatta bazı karışık yeraltı koşullarının mevcut olduğu çalışmalarda ise yapıların ön tasarımı için pratik olarak kullanılabilecek tek yöntem durumuna gelmişlerdir (Ünal ve Tutluoğlu, 1986). Ancak yeraltı boşluklarının duraylılığını değerlendirmek ve açıklığın etrafındaki kaya yapısını incelemek amacıyla yeraltında ölçüm ve gözlem yapılması zorunludur. Böylece yapılan tasarım çalışmalarının geçerliliği araştırılabilir ve tasarım sonuçları yeniden düzenlenebilir.

2. KAYA KÜTLESİ SINIFLAMA SİSTEMLERİ

Kaya kütlesi sınıflama sistemleri eğer belirli koşullar yerine getirilirse gözlem, ölçüm, tecrübe ve mühendislik yargıları sonucu elde edilen bulguların birleştirilmesiyle nicel olarak kaya kütlesi özelliklerini ve tahkimat tasarımı gereksinimlerini belirlemede önemli sonuçlar verir.

Kaya kütleleri şu amaçlar için sınıflandırılırlar (Bieniawski, 1993); kaya kütlesi özelliklerini karakterize edecek çok önemli parametreleri tanımlamak, kaya kütlesini kaya birimlerine bölmek, her bir kaya sınıfının karakteristiğinin anlaşılması için bir temel hazırlamak, mühendislik tasarımları için sayısal veriler sağlamak, maden galerileri ve tünellere ait tahkimat gereksinimlerin belirlenmesinde kılavuzluk yapmak, bir bölgedeki kaya kütlesini karakterize edecek parametrelerin belirlenmesi ile elde edilen tecrübelerin diğer kaya birimlerinde de uygulanabilmesidir.

Çeşitli araştırmacılar tarafından yakın geçmişte sıkça kullanılan altı tane sınıflama sistemi geliştirilmiştir. Bunların isimleri ile birlikte hangi alanlarda uygulandıkları Çizelge 1'de verilmiştir. Bu sistemlerin genelde tünel tasarımları için geliştirilmelerinden dolayı son zamanlarda özel uygulama alanlarına göre kaya kütlesi özelliklerinin sınıflandırıldıkları görülmektedir. Son zamanlarda özellikle maden galerileri için geliştirilen yeni sınıflama sistemlerine ait genel bilgiler Çizelge 2'de verilmiştir (Özkan, 1995).

(Sheorey, 1993), Düzenlenmiş Q'93 (Sheorey, 1993) ve özellikle zayıf, killi ve tabakalı kaya kütleleri için geliştirilmiş M-RMR (Ünal ve Özkan, 1990) olduğu dikkat çekmektedir.

Çizelge 1.Halen Kullanımdaki Büyük Kaya Kütleli Sınıflama Sistemleri (Bieniawski, 1989'dan)

Sınıflandırma Sisteminin Adı	Geliştiren ve Tarih	Geliştirildiği Ülke	Uygulama Alanları
Kaya Yüğü	Terzaghi, 1946	ABD	Tünel
Tahkimatsız Durma Zamanı	Lauffer, 1958	Avustralya	Tünel
NATM	Pacher vd., 1964	Avusturya	Tünel
RQD	Deere vd., 1967	ABD	Tünel, Karot Loglaması
RSR	Wickham vd., 1972	ABD	Tünel
RMR (SonDüzeltilme,1979-ABD) RMR'79	Bieniawski, 1973	Güney Afrika	Tünel ve Maden (Kömür ve Metal)
Q	Barton vd., 1974	Norveç	Tünel , Maden , Yeraltı Boşlukları
Dayanım-Boyut	Franlin, 1974	Kanada	Tünel
Jeoteknik Sınıflama Sistemi	ISRM, 1981	Uluslararası	Genel

Çizelge 2.Yeniden Düzenlenmiş Kaya Kütleli Sınıflama Sistemleri (Özkan, 1995'den)

Sınıflandırma Sisteminin Adı	Geliştiren ve Tarih	Geliştirildiği Ülke	Uygulama Alanları
MRMR	Laubscher, 1977	Güney Afrika	Maden
MBR	Cummings vd., 1982	ABD	Sert Kaya Madencililiği
RMS	Stille vd., 1982	İsveç	Metal Madencililiği
Düzeltilmiş RMR'85	Newman ve Bieniawski, 1985	ABD	Kömür Madencililiği
Basitleştirilmiş RMR'85	Brook ve Dharmaratne, 1985	Sri Lanka	Maden
R	Venkateswarlu, 1986	Hindistan	Kömür Madencililiği
BRZ	Dong vd., 1988	Çin Halk Cumhuriyeti	Kömür Madencililiği
RTR	Inyang, 1991	ABD	Tünel, Maden, Şev
M-RMR	Ünal ve Özkan, 1990	Türkiye	Metal ve Kömür Madencililiği
SGDM	Milne ve Potvin, 1992	Kanada	Maden
GC	Mendes vd., 1993	Portekiz	Kömür Madencililiği
CMRR	Molinda ve Mark, 1993	ABD	Kömür Madencililiği
Düzeltilmiş RMR'93	Sheorey, 1993	Hindistan	Kömür Madencililiği
Düzeltilmiş Q'93	Sheorey, 1993	Hindistan	Kömür Madencililiği
RFI	Singh vd., 1994	Hindistan	Kömür Madencililiği

3. KAYA KÜTLESİNİ TANIMLAMADA KULLANILAN PARAMETRELER

Geniş bir kaynak taraması sonucunda yirmidört tane kaya kütlesi sisteminin olduğu görülmüştür. Mühendislik uygulamasına yönelik olarak geliştirilen bu sistemler kaya kütlesinin karakteristiğini en iyi şekilde belirlemek üzere bir çok parametreye önem vermektedirler. Tek eksenli basma dayanımı, RQD, eklem takımları arası mesafe, yeraltı su durumu gibi parametreler bu sistemlerin bir girdi değerini oluşturmaktadırlar. Çizelge 3'de her bir sistemin dikkate aldığı girdi parametreleri verilmiştir. Bu girdi parametrelerinin bazıları sistemler tarafından göreceli bir değerlendirmeye belirlenirken, bazıları da çeşitli indeks değerleri ile nicel olarak belirlenebilmektedir (Çizelge 3).

Mühendislik uygulamalarında kaya kütlesinin karakteristik yapısının belirlenmesinde bu sistemler şu parametreleri dikkate almaktadırlar; tek eksenli basma dayanımı veya nokta yükleme indeksi (UCS-PLT), RQD, eklem takımları arası mesafe (JS), eklem sıklığı (λ), eklem takımlarının yüzeylerinde bozunma (W), eklem yüzeylerinde pürüzlülük (R), eklem yüzeylerinin açıklığı (A), eklem takımlarının devamlılığı (C), dolgunun tipi, kalınlığı ve dayanımı (F), yeraltısuyu durumu (GW), eklem takımlarının konumu (O), kaya birimlerinde bozunma derecesi (WE), yerinde gerilmenin etkisi (STR.E), yeraltı boşluğunun açıklığı (B) ve yüksekliği (H), derinlik (Z), kohezyon (S), kazı etkisi (EE), kaya birimindeki zayıflık düzlemleri arası mesafe (BS) ve kullanılan tahkimatın etkisi (SE).

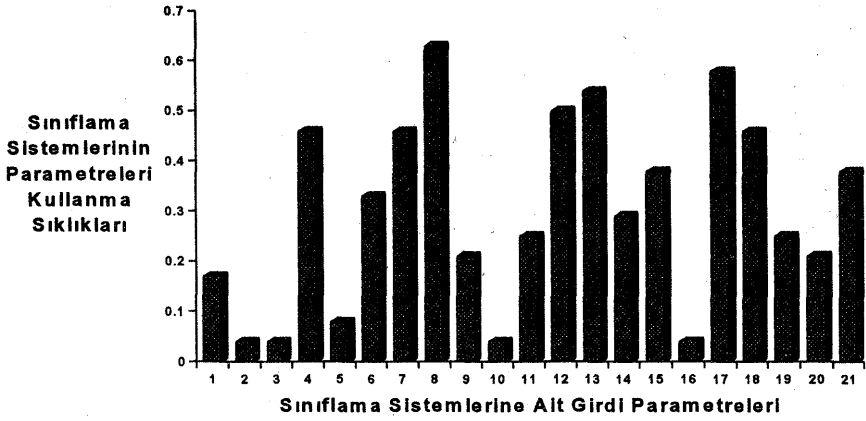
Sınıflama sistemleri tarafından dikkate alınan bu parametrelerin sıklıklarına bakıldığında; tek eksenli basma dayanımının, RQD, eklem yüzeylerindeki bozunmanın ve pürüzlülüğün, eklem takımları arası mesafenin, eklem açıklığının, eklem takımlarındaki devamlılığın, eklem dolgu yapısının ve dayanımının, yeraltısuyu durumunun, kaya birimine ait bozunma derecesinin ve yeraltı gerilme durumunun sistemler tarafından daha çok dikkate alındıkları görülmektedir (Şekil 1).

Kaya kütlesi sınıflama sistemlerinin her birinin ne kadar girdi parametresini dikkate aldıkları ise Şekil 2'de grafik halinde sunulmuştur. Burada kaya kütlesinin karakteristik yapısının belirlenmesinde en fazla parametreye önem veren sistemlerin; RSR (Wickham vd., 1972), RMR'79 (Bieniawski, 1979), Q'74 (Barton vd., 1974), MRMR (Laubscher, 1977), MBR (Cummings vd., 1982), RMS (Stille vd., 1982) Düzenlenmiş RMR'85 (Newman ve Bieniawski, 1985), Basitleştirilmiş RMR'85 (Brook ve Dharmaratne, 1985), CMRR (Molinda ve Mark, 1993) Düzenlenmiş RMR'93

Çizelge 3. Kaya Kütlesi Sınıflama Sistemleri Tarafından Kullanılan Girdi Parametreleri (Özkan, 1995'den)

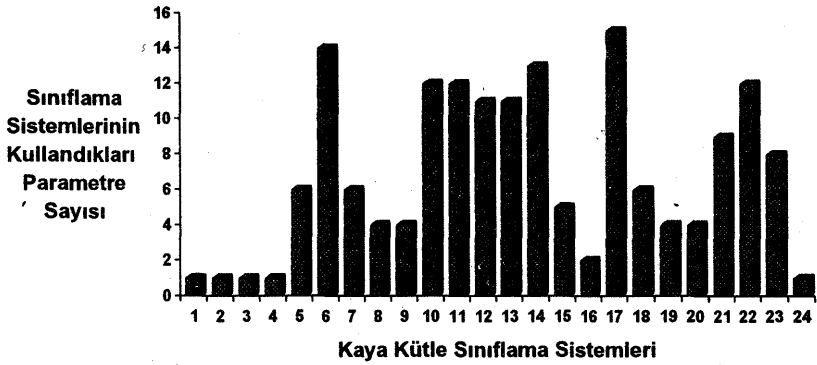
KAYA KÜTLESİ SINIFLAMA SİSTEMLERİ	ARAZİ VERİSİ			AYRINTILI KAYA KÜTLESİ ÖZELLİKLERİNİN ETKİSİ														
				MEKANİK ÖZELLİKLERİN ETKİSİ				JEOLojİK ÖZELLİKLERİN ETKİSİ										
	B	H	Z	Göreceli Dayanım	σ _c MPa	Is MPa	φ	Göreceli Etki		Nisel Etki								
								Süreksizlik Yapısı	JC	RQD %	JS mm	λ mm /m	BS mm	JC				
														R	A	C	F	S
m	m	m																
Kaya Yüklü Terzaghi , 1946	√	√																
Takimsatsız Durma Zamanı Lauffer, 1958	√																	
NATM Pacher vd., 1964	√																	
RQD Deere vd., 1967										√								
RSR Wickham vd., 1972				√				√	√		√							
RMR'79 Bieniawski, 1979					√	√		√		√	√				√	√	√	√
Q'74 Barton vd., 1974										√		√				√		
Dayanım-Boyut Franklin, 1975					√	√	√				√							
ISRM, 1981					√		√				√							
MRMR Laubscher, 1977					√			√		√	√					√	√	√
MBR Cummings vd., 1982					√			√		√	√				√	√	√	√
RMS Stille vd., 1982					√	√				√	√				√	√	√	√
Basitleştirilmiş RMR'85 Brook vd., 1985					√						√					√	√	√
Düzeltilmiş RMR'85 Newman vd., 1985					√					√	√				√	√	√	√
R Venkateswarlu, 1986					√						√		√					
BRZ Dong vd., 1988	√		√															
M-RMR Ünal ve Özkan, 1990					√	√				√	√	√			√	√	√	√
RTR Inyang, 1991		√						√			√	√						
SGDM Milne ve Potvin, 1992										√		√			√	√		
GC Mendes, 1993											√					√	√	√
CMRR Molinda ve Mark, 1993				√				√			√					√	√	√
Düzeltilmiş RMR'93 Sheorey, 1993					√	√				√	√				√	√	√	√
Düzeltilmiş Q'93 Sheorey, 1993								√		√		√				√	√	
RFI Singh vd., 1994								√										

KAYA KÜTLEŞİ SINIFLAMA SİSTEMLERİ	YERALTI SUYU ETKİSİ		EKLEM TAKIM KONUMUNUN ETKİSİ		BOZUNMANIN ETKİSİ		KAZI METODUNUN ETKİSİ		GERİLMEİNİN ETKİSİ	
	Göreceli	Nicel	Göreceli	Nicel	Göreceli	Nicel	Göreceli TMB	Göreceli Patlatma	Göreceli	Nicel
Kaya Yüğü										
Terzaghi, 1946										
Tahkimatsız Durma Zamanı										
Lauffer, 1958										
NATM										
Pacher vd., 1964										
RQD										
Deere vd., 1967										
RSR		✓	✓							
Wickham vd., 1972										
RMR79		✓	✓				✓	✓	✓	
Bieniawski, 1979										
Q74		✓							✓	
Barton vd., 1974										
Dayanım- Boyut										
Franklin, 1975										
ISRM, 1981										
MRMR		✓	✓		✓			✓	✓	
Laubscher, 1977								✓	✓	
MBR		✓	✓					✓	✓	
Cummings vd., 1982										
RMS		✓	✓							
Stille vd., 1982										
Basitleştirilmiş RMR'85	✓		✓		✓			✓	✓	
Brook vd., 1985										
Düzeltilmiş RMR'85		✓	✓			✓			✓	✓
Newman vd., 1985										
R		✓				✓				
Venkateswarlu, 1986										
BRZ										
Dong vd., 1988										
M-RMR				✓		✓	✓	✓		✓
Ünal ve Özkan, 1990										
RTR	✓		✓							
Inyang, 1991										
SGDM										
Milne ve Potvin, 1992										
GC										
Mendes, 1993										
CMRR	✓				✓					
Molinda ve Mark, 1993										
Düzeltilmiş RMR'93		✓	✓						✓	
Sheorey, 1993										
Düzeltilmiş Q'93		✓	✓						✓	
Sheorey, 1993										
RFI										
Sing vd., 1994										



- | | | | |
|-------------------------|---------------------------------|--------------------------------------|-------------------------------|
| 1. Galeri Açıklığı | 6. Eklem Takımının Yapısı | 11. Eklem Takımları Arası Bozunma | 17. Kohezzyon |
| 2. Yükseklik | 7. RQD | 12. Eklem Takımları Arası Pürüzlülük | 18. Yeraltı Su Durumu |
| 3. Derinlik | 8. Eklem Takımları Arası Mesafe | 13. Eklem Takımları Arası Açıklık | 19. Eklem Takımlarının Konumu |
| 4. UCS-PLT | 9. Kırık Sıklığı | 14. Eklem Takımlarının Devamlılığı | 20. Bozunmanın Etkisi |
| 5. İçsel Sürtünme Açısı | 10. Zayıf Zonlar Arası Mesafe | 15. Eklem Takımlarındaki Dolgu | 21. Kazının Etkisi |
| | | | 22. Gerilmenin Etkisi |

Şekil 1. Kaya Kütlesinin Karakteristiğinin Belirlenmesinde Kullanılan Parametrelerinin Sınıflama Sistemlerince Kullanılma Sıklıkları (Özkan, 1995'den)



- | | | | | |
|-----------------------------|------------------|-----------------------------|-----------|------------------------|
| 1. Kaya Yüğü | 6. RMR'79 | 11. MBR | 16. BRZ | 21. CMRR |
| 2. Tahkimatsız Durma Zamanı | 7. Q'74 | 12. RMS | 17. M-RMR | 22. Düzeltilmiş RMR'93 |
| 3. NATM | 8. Dayanım-Boyut | 13. Basitleştirilmiş RMR'85 | 18. RTR | 23. Düzeltilmiş Q'93 |
| 4. RQD | 9. ISRM | 14. Düzeltilmiş RMR'85 | 19. SGDM | 24. RFI |
| 5. RSR | 10. MRMR | 15. R | 20. GC | |

Şekil 2. Kaya Kütle Karakteristiğinin Belirlenmesinde Sınıflama Sistemlerince Kullanılan Parametrelerin Sayısı (Özkan, 1995'den)

Kaya kütlesi sınıflama sistemlerinin her birinin ne kadar girdi parametresini dikkate aldıkları ise Şekil 2'de grafik halinde sunulmuştur. Burada kaya kütlesinin karakteristik yapısının belirlenmesinde en fazla parametreye önem veren sistemlerin; RSR (Wickham vd., 1972), RMR'79 (Bieniawski, 1979), Q'74 (Barton vd., 1974), MRMR (Laubscher, 1977), MBR (Cummings vd., 1982), RMS (Stille vd., 1982) Düzenlenmiş RMR'85 (Newman ve Bieniawski, 1985), Basitleştirilmiş RMR'85 (Brook ve Dharmaratne, 1985), CMRR (Molinda ve Mark, 1993) Düzenlenmiş RMR'93 (Sheorey, 1993), Düzenlenmiş Q'93 (Sheorey, 1993) ve özellikle zayıf, killi ve tabakalı kaya kütleleri için geliştirilmiş M-RMR (Ünal ve Özkan, 1990) olduğu dikkat çekmektedir.

4. SINIFLAMA SİSTEMLERİNDE KULLANILAN KAYA KÜTLESİ ÖZELLİKLERİ

Sınıflama sistemleri, kaya kütlesinin mekanik özelliklerini belirlemede (kohezyon, kaya kütlesinin m ve s değerleri, kaya kütlesinin elastik özellikleri vs.), yeraltında açılacak herhangi bir boşluk etrafındaki kaya kütlesinde beklenebilecek hareket özelliklerinin tespit edilmesinde (tahkimatsız durma açıklığı ve zamanı, boşluk üzerindeki kaya yükü yüksekliği vs.) ve bütün bu karakteristik özelliklere bağlı tasarım sonuçlarının neler olması gerektiği konusunda tasarım mühendislerine yol gösterebilmektedir (Çizelge 4).

Özellikle yeraltı boşluklarının tasarımında kullanılabilecek kaya kütlesinin karakteristik özelliklerinin belirlenmesinde sınıflama sistemlerinin çeşitli tabloları veya ampirik eşitlikleri kullandıkları görülmektedir. Yeraltında bir boşluğun açılması esnasında kaya kütlesinin davranışını önceden tahmin edilebilmesinde tasarım mühendisine sayısız faydalar sağlayan bu parametrelerin hangilerinin sınıflama sistemlerince verilebildiği Şekil 3'de grafiksel olarak sunulmuştur. Sınıflama sistemlerinin tümü çeşitli tasarım önerilerinde bulunmaktadırlar. Bu sistemlerin bir kısmı ayrıca tasarım çalışmaları esnasında kullanılabilecek m ve s değerleri, arazi deformasyon modülü, tahkimatsız durma zamanı ve genişliği, kaya yükü yüksekliği gibi parametrik verileri veremedikleri görülmektedir. Hatta çok önemli olan yeraltı boşluğu üzerindeki tavan tabaka hareketlerini gösteren konverjans için çeşitli ampirik eşitliklerin sadece R sisteminde Ghosh ve Ghose (1992), orijinal RMR sisteminde Tallon (1982) ve Ünal (1983) ve M-RMR sisteminde ise Özkan (1995) tarafından verildiği dikkat çekmektedir.

Çizelge 4. Kaya Kütlesi Sınıflama Sistemlerine Bağlı Tasarım Çıktıları (Özkan, 1995'den)

KAYA KÜTLEİ SINIFLAMA SİSTEMLERİ	KAYA KÜTLE KARAKTERİSTİĞİNİN BELİRLENMESİ		KAYA KÜTLE DAVRANIŞININ BELİRLENMESİ		TAHKİMAT GEREKSİNİMLERİNİN BELİRLENMESİ	
	Tablo veya chartlarla kısa bilgiler	Eşitlikler yardımı ile ayrıntılı bilgiler	Tablo veya chartlarla kısa bilgiler	Eşitlikler yardımı ile ayrıntılı bilgiler	Tablo veya chartlarla kısa tavsiyeler	Eşitlikler yardımı ile ayrıntılı tavsiyeler
Kaya Yüklü Terzaghi, 1946				Kaya Yüklü Yüksekliği, Düşey ve Yatay Tahkimat basıncı	Tablo	
Tahkimatsız Durma Zamanı Lauffer, 1958			Boşluğun Tahkimatsız Durma Zamanı		Tablo	
NATM Facher vd., 1964			Boşluğun Tahkimatsız Durma Zamanı		Tablo	
RQD Deere vd., 1967					Tablo	
RSR Wickham vd., 1972					Chart	
RMR 79 Bieniawski, 1979	Kohezyon, İşsel Sürtünme Açısı,	Arazi Deformasyon Modülü, m ve s Değerleri, Asal Gerilmeler	Tahkimatsız Durma Zamanı, Max. Tahkimatsız Boşluk Açıklığı	Kaya Yüklü Yüksekliği, Tahkimat basıncı, Tavan Deformasyonu	Tablo ve Chart	
Q 74 Barton vd., 1974	m ve s Değerleri, İşsel Sürtünme Açısı	Blok Boyutu, Aktif Gerilme, Blok Arası Makaslama	Max. Tahkimatsız Boşluk Açıklığı	Tahkimat Basıncı	Chart	Saplama Boyu
Dayanım- Boyut Franklin, 1975	Blok Boyutu				Chart	
ISRM, 1981					Chart	
MRMR Laubscher, 1977		Kaya Kütle Dayanımı, Kaya Kütle Tasarım Dayanımı				
MBR Cummings vd., 1982					Tablo	
RMS Stille vd., 1982	Kaya Kütle Dayanımı, İşsel Sürtünme Açısı, Kohezyon				Chart	
Basitleştirilmiş RMR 85 Brook vd., 1985					Tablo	
Düzeltilmiş RMR 85 Newman vd., 1985					Tablo	
R Venkateswarlu, 1986				Tahkimat Basıncı		
BRZ Dong vd., 1988				Kaya Yüklü Yüksekliği		
M-RMR Ünal ve Özkan, 1990	Kohezyon, İşsel Sürtünme Açısı,	Arazi Deformasyon Modülü, m ve s Değerleri, Asal Gerilmeler	Tahkimatsız Durma Zamanı, Max. Tahkimatsız Boşluk Açıklığı	Kaya Yüklü Yüksekliği, Tahkimat basıncı, Tavan Deformasyonu		Galeri, Kuyu, Uzunayak Tahkimat Tasarımı
RTR Inyang, 1991		Kaya Kütle Dayanımı			Tablo	
SGDM Milne ve Potvin, 1992					Chart	
GC Mendes, 1993					Tablo	
CMRR Molinda ve Mark, 1993						
Düzeltilmiş RMR 93 Sheorey, 1993				Tahkimat Basıncı		
Düzeltilmiş Q 93 Sheorey, 1993				Tahkimat Basıncı		
RFI Sing vd., 1994					Tablo	

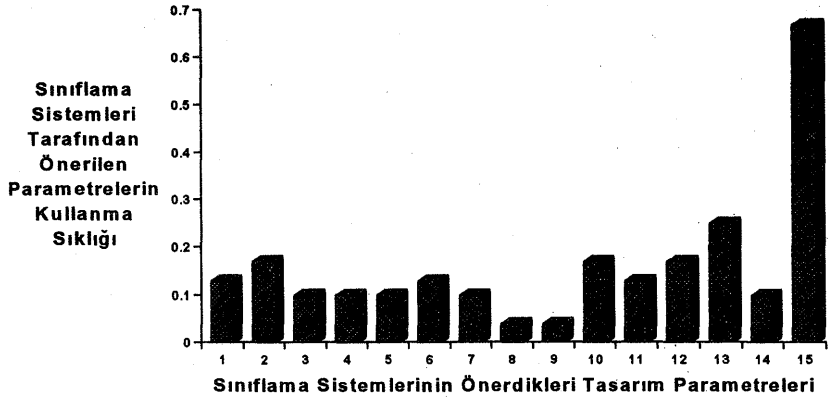
Tasarım mühendisince tasarım çalışmalarında kullanılabilecek kaya kütlesi karakteristiğini belirleyen bu parametrelerin kaç tanesinin sınıflama sistemlerince veri olarak belirlenebildiği ise Şekil 4'de grafiksel olarak sunulmuştur. Burada RMR'79 (Bieniawski, 1979), Q'74 (Barton vd.,1974) ve M-RMR (Ünal ve Özkan, 1990) sistemlerinin daha çok tasarıma yönelik veri ürettikleri ve tasarım için ayrıntılı eşitlikler sundukları görülmektedir.

5. SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Ampirik tasarım çalışmalarında kullanılan kaya kütle sınıflama sistemleri, kaya kütlesini en iyi şekilde karakterize etmek için çeşitli parametreleri dikkate almaktadırlar. Ancak her bir parametrenin bütün sistemlerce aynı derecede dikkate alınmadığı hatta bazı parametrelerin hiç göz önüne alınmadığı belirlenmiştir. Son zamanlarda bir çok sistem, özel madencilik uygulamaları için geliştirilmiştir.

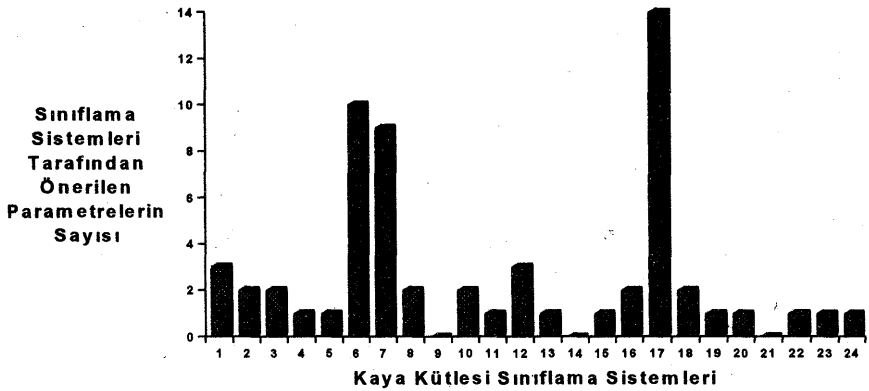
Sınıflandırma sistemlerinin tümüne yakın bir kısmı tarafından çeşitli tasarım sonuçları önerilmektedir. Bu önerilerin çoğu çizelge veya abaklar halinde sunulmuştur. Daha esnek ve her bir koşul için ayrıntılı tasarım verileri ve sonuçları üreten sistemlerin daha azınlıkta olduğu görülmektedir.

Bir tasarım mühendisinin çalıştığı bölgedeki kaya kütlesini karakterize edecek uygun sınıflandırma sistemini seçmesi ve bu sistemin önerdiği tasarım sonuçlarını kullanması daha gerçekçi sonuçlar verecektir. Ancak bir çok sistemin genel tasarım sonuçları önerdiği bilinmektedir. Bu aşamada daha çok tasarım parametre değeri üreten sistemlerin kullanılması tasarım mühendisinin çalışmalarını kolaylaştıracaktır. Çeşitli yeraltı ve yerüstü mühendislik yapılarında (tünel,galeri,şev gibi) ayrıca yapılacak gözlem ve ölçümler, özel koşullar içeren bölgelerdeki çalışmalar için mevcut tasarımın yeniden düzenlemesine olanak tanır ve böylece mühendislik yapılarının duraylılığının sağlanması konusunda hata yapılması önlenmiş olur.



- | | | | | |
|-------------------------|------------------------|-----------------------------|------------------------------|------------------------|
| 1. Kohezyon | 4. m ve s | 7. Arazi Deformasyon Modülü | 10. Tahkimatsız Durma Zamanı | 13. Tahkimat basıncı |
| 2. İçsel Sürtünme Açısı | 5. Blok Boyutu | 8. Bloklar Arası Makaslama | 11. Tahkimatsız Max. Açıklık | 14. Konverjans |
| 3. Asal Gerilme | 6. Kaya Kütle Dayanımı | 9. Aktif Gerilme | 12. Kaya Yüğü Yüksekliği | 15. Tahkimat önerileri |

Şekil 3. Tasarım Çalışmalarında Önemli Olan Tasarım Verilerinin Sınıflama Sistemlerince Dikkate Alınma Sıklığı (Özkan, 1995'den)



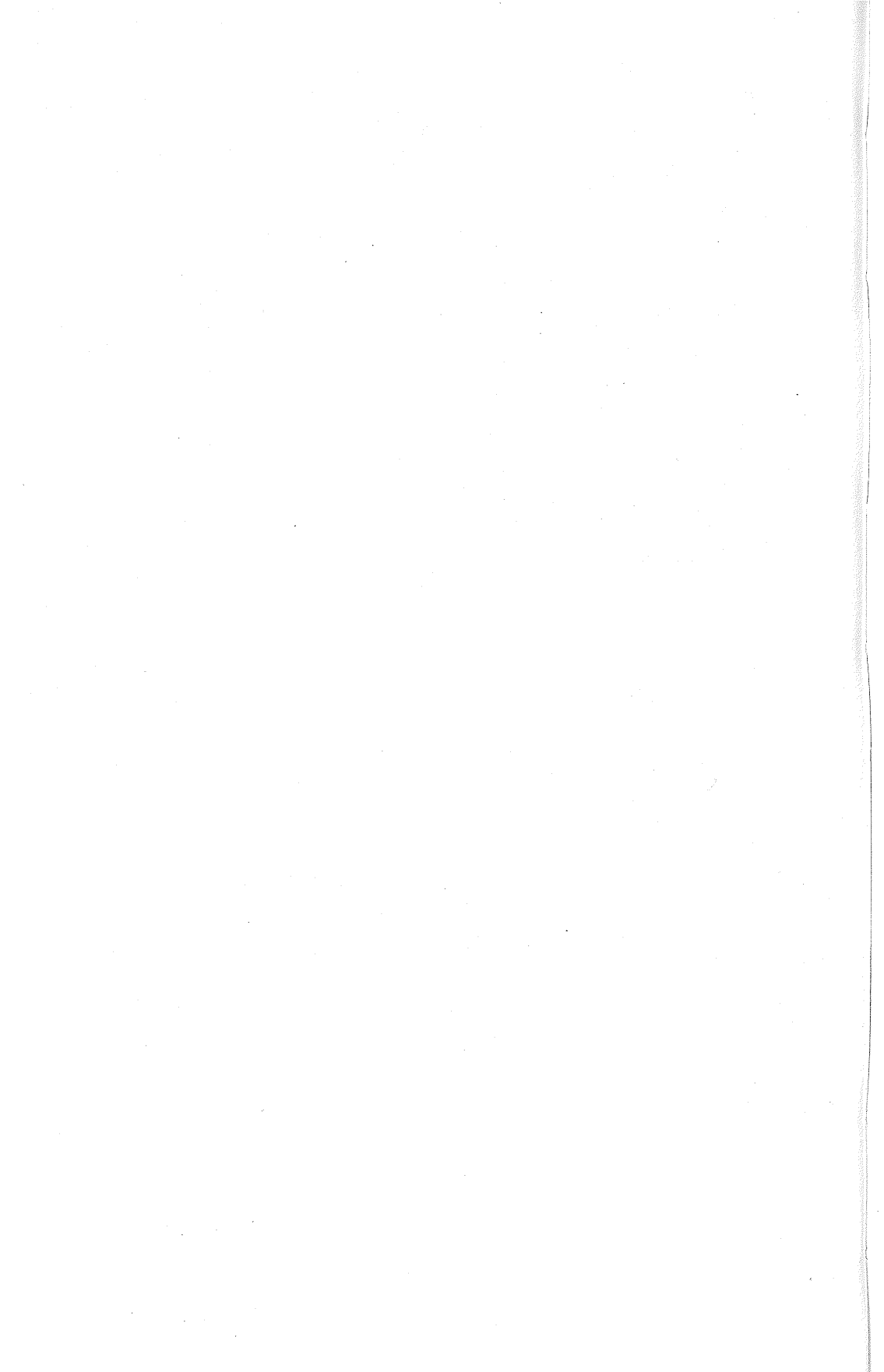
- | | | | | |
|-----------------------------|------------------|-----------------------------|-----------|------------------------|
| 1. Kaya Yüğü | 6. RMR'79 | 11. MBR | 16. BRZ | 21. CMRR |
| 2. Tahkimatsız Durma Zamanı | 7. Q'74 | 12. RMS | 17. M-RMR | 22. Düzeltilmiş RMR'93 |
| 3. NATM | 8. Dayanım-Boyut | 13. Basitleştirilmiş RMR'85 | 18. RTR | 23. Düzeltilmiş Q'93 |
| 4. RQD | 9. ISRM | 14. Düzeltilmiş RMR'85 | 19. SGDM | 24. RFI |
| 5. RSR | 10. MRMR | 15. R | 20. GC | |

Şekil 4. Sınıflama Sistemlerince Üretilen Tasarım Veri Sayısı (Özkan, 1995'den)

YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Barton, N., Lien, R. ve Lunde, J., 1974. Engineering Classification of Rock Masses for the Design of Tunnel Support, *Rock_Mech.*, 6, pp. 183-236
- Bieniawski, Z.T., 1979. "The Geomechanics Classification in Rock Engineering Applications", *Proc. 4th Int. Congr. Rock Mech.*, ISRM, Vol. 2, Montreux, pp. 4-48.
- Bieniawski, Z.T., 1989. *Engineering Rock Mass Classifications*, Wiley, New York, 251p.
- Bieniawski, Z.T., 1993. Classification on Rock Masses for Engineering: The RMR System and Future Trends, *Comprehensive Rock Engineering*, Edited by J.A. Hudson, Pergamon Press, Vol. 3, pp. 553-575.
- Brook, N. and Dharmaratne, G.R., 1985. "Simplified Rock Mass Rating System for Mine Tunnel Support", *Trans. Inst. Min. Metall.* 94, pp. A148-A154.
- Butler, A.G. ve Franklin, J.A., 1990. *Classex: An Expert System for Rock Mass Classification. Static and Dynamic Considerations in Rock Eng.*, Edited by Brummer, Balkema, Rotterdam, pp. 73-80.
- Cummings, R.A., Kendorski, F.S. and Bieniawski, Z.T., 1982. *Caving Rock Mass Classification and Support Estimation*, U.S. Bureau of Mines Contract Report # J0100103, Engineers International, Inc., Chicago, 195p.
- Ghosh, C.N. ve Ghose, A.K., 1992. Estimation of Critical Convergence and Rock Load Mine Roadways- an Approach Based on Rock Mass Rating, *Geotechnical and Geological Engineering*, Vol. 10, 185-202 pp.
- Goodman, R.E., 1980. *Introduction to Rock Mechanics*, Wiley, New York, 478 p.
- Hoek, E. ve Brown, E.T., 1980. *Underground Excavations in Rock*. London, U.K., 527 p.
- Laubscher, D.H., 1977. Geomechanics Classification of Jointed Rock Masses - Mining Applications, *IMM Transactions.*, Vol. 86, pp. A1-A7.
- Molinda, G.M. and Mark, C., 1993. The Total Mine Roof Rating (CMRR) A Practical Rock Mass Classification for Coal Mines, *Proc. 12th Confr. on Ground Control in Mining*, West Virginia Univ., Morgantown, pp. 92-103.

- Newman, D.A., and Bieniawski, Z.T., 1985. Modified Version of the Geomechanics Classification for Entry Design in Underground Coal Mines, Trans. Soc. Min. Eng., AIME, 280, pp. 2134-2138.
- Özkan, İ., 1995. Modified Rock Mass Rating (M-RMR) System and Roof Behavior Model, Ph.D. Thesis, ODTÜ, 370 p.
- Panet, M., 1993. Understanding Deformation in Tunnels, Comprehensive Rock Engineering, Edited by J.A. Hudson, Pergamon Press, Vol. 1, pp. 663-689.
- Sheorey, P.R., 1993. Experience with the Application of Modern Rock Classifications in Coal Mine Roadways, Comprehensive Rock Engineering, ed. J.A. Hudson, Vol. 4, pp. 411-431.
- Singh, K.B., Singh, T. N., and Jethwa, J. L., 1994. Effect of Discontinuities on Strata-Movement Problems in Collieries: A Review, Geotechnical and Geological Engineering, Vol. 12, pp. 43-62.
- Stille, H. vd., 1982. FEM Analysis of Rock Mechanics Problems by JOBFEM, Swedish Rock Eng. Research Found. and Inst. for Soil and Rock Mech., Royal Inst. of Tech. Stockholm Nr. 307, 82p.
- Tallon, E.M., 1982. Comparison and Application Of Geomechanics Classification Schemes in Tunnel Construction, Tunneling'82, The Inst. of Mining and Metallurgy, 241-246 pp.
- Terzaghi, K., 1946. Rock Defects and Loads on Tunnel Support Rock Tunneling with Steel Supports, Edited by R.V. Proctor and T. White, Commercial Shearing Co., Youngstown, OH, 15-99 pp.
- Ünal, E., 1983. Design Guidelines and Roof Control Standards for Coal Mine Roofs, Ph.D. Thesis, Pennsylvania State University, University Park, 355 p.
- Ünal, E. ve Tutluoğlu, L., 1986. Kaya Mekaniği İlkeleri ve Uygulamaları, ODTÜ Yayını, 210 p.
- Ünal, E. and Özkan, İ, 1990. Determination of Classification Parameters for Clay-Bearing and Stratified Rock Mass, Proc. 9th Conf. on Ground Control in Mining, WV Univ, Morgantown, pp. 250-259.
- Wickham, G.E., Tiedemann, H.R. and Skinner, E.H., 1972. "Support Determination based on Geologic Predictions", Proc. Rapid Excav. Tunnelling Conf., AIME, New York, pp. 43-64.



ZEMİN - KAYA AYIRIMI İÇİN OLASI YAKLAŞIMLAR

Possible Criteria for Distinguishing Soil and Rock

Akın Önalp

Ersin Arel

Sakarya Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü, Adapazarı

ÖZET

Uygulamacı mühendisin çözümde zorlandığı kaya-zemin ayırımı konusu günümüzde de sonuca varılmamış bir problemdir. Bu bildiride konunun çözümü için izlenebilecek yollar irdelenmektedir.

ABSTRACT

Identifying a geological material or formation as soil or rock is a problem currently under investigation. This paper examines the methods for the solution of the problem.

1. GİRİŞ

Zemin ve kayanın ayırımı bilimsel olduğu kadar mühendislik açısından da önem taşır. Türkiye'de jeolojik ve iklimsel koşullar kayanın ayrışma ve toprağa dönüşmesi sürecini güçlü kıldığından inşaat projelerinde bir ortamın zemin veya kaya olarak sınıflandırılması parasal olarak önemli farklar yaratmakta, bunun sonucu mal sahibi ve yüklenici arasında doğan uyuşmazlıklar için yasal işlemlere sıkça başvurulmaktadır. Ancak, bir mahkemenin kararında etkin olacak bilirkişinin bu konuda uyacağı kriterler açıkça ortaya konulmamıştır. İlgili kesin karara varamadığında "geçiş malzemesi" gibi kesin olmayan bir tarife başvurmaktadır. Bu bildiride, zemin-kaya ve geçiş bölgesi veya sınırının tanınması için kullanabilecek bazı kavramlar irdelenecektir.

2. TARİFLER

Kayanın sözlük tanımı birbirine bağlı ve kökeni aynı mineraller olarak verilmektedir. Mekanik açıdan değerlendirildiğinde kaya, sistemin aldığı gerilmenin çekme veya basma olmasından bağımsız, kırılışı içerdiği mikro çatlaklardan başlayarak tümüyle çekme gerilmelerinin sonucu olan bir cisim olarak tariflenecektir. Zemin ise bir bağlayıcı ile tamamen veya kısmen çimentolanmamış mineral, su ve hava topluluğu olarak tarif edilmektedir.

Yenilme ve akması normal gerilmenin fonksiyonu olarak kritik düzlemde beliren kesme gerilmesinin dayanımı aşması sonucu oluşur. Zemin çekme dayanımı olmayan bir oluşum olarak da ayrıtlanmaktadır. Gevrek ve sünek cisimler arasındaki fark kırılma/kayma düzlemlerinin eğimi ile de görülebilmektedir. Zemin ve kayada daha kesin terimler kullanılacak olursa kaya ve zemin ölçüğünü şu şekilde tariflemek düşünülebilir :

- | | |
|-----------------------|---|
| A) ZEMİN | 1. Kohezyonsuz (kum , silt) |
| | 2. Kohezyonlu (normal yüklenmiş kil) |
| B) SERT ZEMİN | 1. Aşırı konsolide (OC kil ve kum) |
| | 2. Çimentolanmış (çimentolu kumlar) |
| C) ZAYIF KAYAÇ | 1. yumuşak (tuf ,tebeşir,kalkeranit) |
| | 2. ayrılmış (saprolit) |
| | 3. katılaşmış (kıltaşı) |
| | 4. ezik/kayma bölgesi |
| D) ZAYIF KAYA KÜTLESİ | 1.yaygın kırıklı |
| | 2.zayıf matris içinde bloklu |
| | 3.erişik boşluklu |
| E) KAYA | 1. bağılı (dolerit, kireçtaşı, gnays) |
| | 2. çimentolu (kumtaşı) |

3. AYIRIMDA YARARLANILABİLECEK ÖZELLİKLER

Bir formasyonun zemin ya da kayaç olarak tanımlanması günümüzde tek eksenli basma deneyi ile yapılmaktadır. σ_c değeri 1.25MPa' yı aşan numune kaya, daha düşük dayanımlar geçiş malzemesi ve 600 kPa limiti altında kalanlar zemin olarak kabul edilmektedir . Oysa aşırı konsolidasyon oranı yüksek birçok kil bu limitin üstünde dayanımlar verebildiği halde aşırı şişme/büzülme ve kıvam gösterdiğinden kesinlikle zemin kabul edilebilirler. Bir diğer deyişle, basma dayanımı zemin/kaya ayırımı için kolay ancak kesin olmayan bir kriterdir. O halde ayırımın daha bilimsel yöntemlerle yapılması beklenmelidir.

3.1) Petrografik Yaklaşım

Kayacın içerdiği birincil minerallerin yüzde olarak ikincil minerallere dönüşmesi kayanın ayrışma / yıpranma derecesini yansıtmaları açısından zemin-kaya ayırımını bir ölçüde sağlamaktadır . Ancak örneğin ince kesitte gözlenen ayrışma oranlarının mekanik özelliklere tam olarak yansıdığı söylenememektedir. Ayrıca her kaya türü için ayrı bir kriter gerektirmesi bu yaklaşımın uygulamasını kısıtlamaktadır.

3.2) Boşluk Geometrisi Yaklaşımı

Kayanın bu özelliğini yitirmesi boşluk oranının giderek artması ile açık biçimde izlenebilmektedir. Birçok tür mineral ayrışma sonucu kil mineraline dönüşürken gözeneklilik %0.1 lerden %40'a varan yükselme gösterebilir. Bunun sonucu, boyutu büyüyen ve dağılımı değişen boşluklardır. Eğer zemine dönüşme belirli boşluk dağılımında gerçekleşiyorsa bu dönüşüm cıva porozimetresi hatta basınç plakası ile yapılacak ölçümlerle kesin olarak saptanabilmelidir .

Boşluk geometrisinin belirgin bir göstergesi doymuş sistemin tek yönlü donması sonucu belirlemektedir. Su-buz arayüzeyi silt boyutundaki ortamlarda en etkin biçimde olduğundan bu tür zeminler açık sistemde dondurulduklarında aşırı kabarma gösterirler. Bu mekanizma siltin içine katılan kil minerali ile etkin biçimde önlenebilmektedir. Daha da ilginç, yukarıdan aşağıya dondurulan açık sistemde kabarma isteği rijit bir sistemle önlendiğinde kabarma basınçları çok yüksek boyutlara ulaşmaktadır. Ancak bu basıncın suyun buza dönüştüğü aşamada kabına uyguladığı basınçla doğrudan ilişkisi bulunmamaktadır. Bu basınçtan nasıl yararlanılacağına aşağıda değinilmiştir.

3.3) Penetrasyona Direnç Yaklaşımı

Zeminlerde sıkça uygulanan standard penetrasyon deneyinin ayırımda kullanılması incelenecek bir konudur. Şöyle ki, standard uygulama zeminde 300mm. penetrasyonu sağlayacak vuruş sayısını ölçerken "red" olarak tanımlanan SPTN=50 vuruşunun üstünde, örneğin N=60 gibi zeminlerde görülmeyen bir direnç, kayaya geçişi tanımlayan bir limit olarak alınsa, ayırım 60 vuruşun sağladığı kaşık penetrasyonu olarak mm. cinsinden yapılabilir. Penetrasyon değeri ile ortamın üç eksenli basma dayanımı arasındaki ters orantılı bağıntı kolayca saptanabilmektedir. Böyle bir yaklaşımın basitçe basma dayanımını ölçerek sonuca gitmeden daha sağlıklı olacağı düşünülmektedir .

3.4) Sudan Etkilenme Yaklaşımı

ISRM tarafından önerilen ve son yıllarda kullanımı yaygınlaşan suda dağılma deneyi kaya/zemin ayırımı için potansiyel taşımaktadır. Bu deneyde zeminler ve geçiş malzemeleri ile kayalar arasında kesin bir ayırım yapmak mümkün olmaktadır. Suda ıslanıp dağılma sürecinin malzemenin hangi özelliklerini yansıttığı kesin olmamakla birlikte kilaşı, şeyl ve benzeri tortul türler dışında zeminlerle kayaların ıslanma (slaking) özellikleri arasında çok belirgin fark görülebilmektedir.

3.5) Yenilme Karakteristiği

İzotrop veya anizotrop (K_0) koşullarda gerilme artışına tabi tutulan suya doygun bir cisimde hacim azalması görülür. Bu sırada boşluk suyu basıncı katsayısı zeminde $B = 1$, kayada ise $B \ll 1$ özelliği taşımaktadır. Çevre basıncı sıfırdan başlayarak yükseltirise belirli bir limite gelindiğinde ortamda kayma gerilmesi oluşturulmadığı halde cisimde yenilme belirir. Yenilmenin göstergesi hacim değişiminde ani artış, ya da boşluk suyu basıncında değişimdir. Bu yaklaşım kayalara uygulandığında beliren değişimin taşlaşmayı sağlayan bağların yenilmesinden kaynaklandığı düşünülmektedir. O halde, killerde aşırı konsolidasyon basıncı olarak yorumlanan yenilme gerilmesi σ'_v nin geçiş malzemeleri ve kayada bir ayırım kriteri olması beklenmelidir. Benzer şekilde, şu anda yeterli teknik geliştirilememiş olmasına rağmen boşluk suyu basıncı ölçümlerinde σ_v ye erişildiğinde yapının değişimi sonucu önemli sıçramalar gözlemlenmesi gerekir. Üç eksenli basınç dayanımının ölçümünde killerde kilaşının gösterdiği gerilme izinin farklılığı da yararlanılabilecek bir özellik olarak görülmektedir.

3.6) Çekme Dayanımı Özelliği

Kaya ile zemini ayıran en önemli özellik çekme dayanımı olarak gösterilmiştir. Zeminlerin çekme dayanımının sağlıklı olarak doğrudan veya dolaylı ölçümünün olanaksızlığı bilinmektedir. Bu nedenle, bu dayanımın açık veya kapalı sistemde donma sırasında ölçümü plastik özellikler gösteren cisimlerde çok önemli potansiyele sahiptir. Çimento katkısı ile hazırlanan siltler ve killer dondurulduklarında bağlayıcı oranına bağlı olarak belirli çekme dayanımı kazandıklarında uygulanan ısı gradyan altında kabarmaya direnebildiklerinden bu malzemelerin çekmeye dayanımı dolaylı yoldan ancak gerçekçi olarak ölçülebilir. Zemin ve kaya geçişi için saptanacak bir çekme dayanımı kriterinin bu özelliklerle birleştirilerek tanımlama yöntemi olarak kullanılabileceği düşünülmektedir.

4. SONUÇ VE ÖNERİLER

Zemin - kaya ayırımı geoteknikte önem taşıyan bir konudur. Bu malzemelerin ayrılabilmesi için şu anda elde gerçekçi yöntemler bulunmamaktadır. Bu bildiride özetlenen olası yaklaşımlardan en ümit vereni olarak zeminlerde çekme dayanımı, kayada ise boşluk geometrisinin ölçümü olarak görülmektedir. Bu konuda kapsamlı bir araştırma programı yürütülmektedir.

KAYAÇLARIN YENİLME KARAKTERİSTİKLERİ

Failure Characteristics of Rocks

Gürel ŞENYUR

H.Ü. Maden Müh. Böl. Beytepe-ANKARA

Özet

Bu makale, çeşitli kayaçları içeren geniş çaplı bir laboratuvar çalışma programı çerçevesinde elde edilen verilerin istatistiksel değerlendirmesini kapsamaktadır. Kayaçların pik mukavemet zarfları, üç yenilme kriteri ile değerlendirilmiştir. Bu kriterler; Coulomb, Bieniawski ve Hoek & Brown Kriterleridir. Kriterlerin uyumluluğu karşılaştırılmıştır. Kayaçların tek eksenli basma, indirekt çekme, doğrudan makaslama deneyleri ile elde edilen parametreleri bir yenilme kriteri doğrultusunda değerlendirilmiştir. Bulunan yeni kriterin uyumluluğu ve analizi yapılmıştır. Yeni kriterin gevrek kayaçlarda Griffith tipi yenilmeyi ve artan yanıl basıncın kayaç davranışına etkisini teorik olarak açıkladığı saptanmıştır. Çalışmalar geniş çaplı olduğu için verilen sonuçlar elde edilen ön bilgiler olmaktadır. Sonuçların genelleştirilmesi amaçlı çalışmalar halen devam etmektedir.

Abstract

This paper includes the statistical evaluation of data obtained by laboratory experiments of a wide research program. The peak strength envelopes of rocks are evaluated by three failure criteria. These criteria are Coulomb, Bieniawski and Hoek & Brown. The fittings of these criteria to the experimental data are compared to each other. The parameters obtained by the uniaxial and triaxial compression, indirect Brazilian and direct shear tests are evaluated according to a new predicted failure criterion. The analysis of the offered criterion is done. It is found that, this criterion theoretically explains the Griffith failure of brittle rocks and also the transition from brittle failure to shear failure by increasing the confining pressure. The results given are preliminary results of a comprehensive testing program. The works to develop the research and to fix the conclusions obtained are being continued.

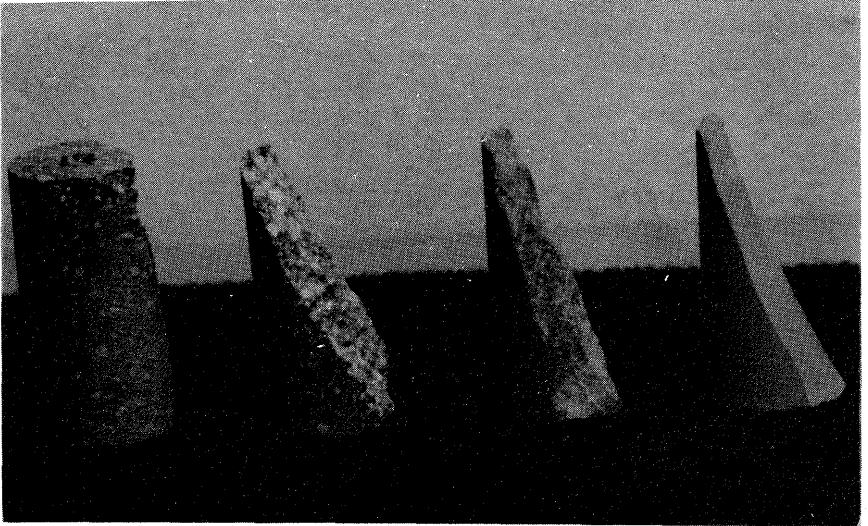
1. GİRİŞ

Kayacın mekanik özellikleri içinde en önemlisi, yenilme dayanımıdır. Yenilmeyi ifade eden en eski ve en yaygın kriter Mohr-Coulomb Kriteri'dir. Griffith (1921) tarafından esasları ortaya atılan ikinci yenilme kriteri ise geniş bir ilgi görmüş ve üzerinde çalışılmıştır. Ancak, bu kriterler kayaçların yenilme davranışlarını tam olarak kapsamamaktadır. Bunun başlıca nedeni kayaçların çok değişik ve farklı yapılarda malzemeler olmaları ve çoğunlukla anizotropik özelliklerle birlikte ortam koşullarından (ısı, basınç) ve yüklenme durumundan (dinamik, statik) aşırı etkilenmeleridir. Kayaç yenilmesinde kırılma anındaki gerilme büyüklüğü ile birlikte, kırık biçiminde önemlidir. Kayaçlar genelde gevrek malzemeler olup basma yüklemelerinde çoğunlukla iki tip kırık şekli verirler (Jaeger and Cook, 1979). Tek eksenli basma yüklemesinde kayaçta boydan boya uzanan çatlaklar ve üç eksenli yüklemelerde büyük asal gerilme (σ_1) yönünde 45° 'den az açı ile eğimli makaslama kırığı izlenmektedir (Şekil 1). Gevrek kırılma veren kohezyonlu malzemelerin yenilme zarf eğrileri çelişkili olmaktadır. Çünkü, yenilme zarfı üzerindeki nokta, yenilme düzleminin konumunu ve üzerindeki makaslama ve normal gerilmeleri vermektedir ve tek eksenli basma dayanımında düşey kırıklar ($\beta=90^\circ$), yenilme düzleminin konumunu belirten noktayı orijine ($2\beta=180^\circ$) götürmektedir.

Kayaçların yenilmesi üzerindeki çalışmalar iki alanda toplanmaktadır. Teorik çalışmalar, yenilmenin başlangıç çekirdeğini oluşturan mikro çatlakların gelişmesi konusunda yoğunlaşmıştır (Chang, 1981; Horii and Nemat-Nasser, 1985). Çatlak gelişmesini anlatan iki yaklaşım mevcuttur. Birincisi çatlağın yüzeyinde oluşan maksimum birim deformasyon enerjisinin boşalması, diğeri ise çatlağın kenarında oluşan maksimum basınç ve/veya çekme gerilmesidir. Bu yaklaşımlardan birincisi, büyük asal gerilme (σ_1) ve küçük asal gerilme (σ_3) arasındaki ilişkiyi makro düzeyde doğrusal Coulomb ifadesine; diğeri ise parabolik Griffith ifadesine yaklaştırmaktadır (Hoek, 1964). Bu iki ekstrem arasında yeralan çoğunluk kırılma şekilleri her iki teoremin dönüştürülmesi ile elde edilen modifiye Griffith-Coulomb Kriteri ile açıklanmaktadır (McClintock and Walsh, 1962). Diğer çalışma alanı, yenilme anındaki büyük asal gerilme (σ_1) ve küçük asal gerilme (σ_3) arasında ilişkiyi en iyi uyum sağlayan ampirik

denklemlerin bulunmasıdır. Bu konuda en çok kullanılan, Hoek ve Brown (1980) tarafından geliştirilen denklemdir ve yaklaşımın en önemli özelliği yenilme ifadesi parametrelerini sağlam kayaçtan kaya kütlesine kadar değişen bir yelpaze içinde vermesidir.

Sonuç olarak, bu çalışma, kayaçların çeşitliliği ve kütle yapısı değişimleri gözönüne alındığında uzun zaman ve geniş kadro gerektiren kapsamlı çalışmanın ancak belirli bir bölümüne kısıtlanmıştır. Başlangıç olarak çeşitli sağlam kayaç tipleri üzerinde, yenilme olayının teorik ve ampirik çalışması hedeflenmiştir. Literatürde verilen ampirik denklemlerden daha iyi deneysel uyum sağlayan bir denklem çıkarmak ve bu denklemin teorik uyumluluğunu incelemek amacı ile çalışmalar devam etmekte olup elde edilen ön sonuçlar ile kurulan denklem ve hipotez sunulmuştur.



Şekil 1. Kayaçların kırık düzlemleri, (a) andezit, tek eksenli basma kırılması; (b), (c) ve (d) andezit, kumtaşı ve marn, üç eksenli sıkışma yenilmesi.

2. TEORİ

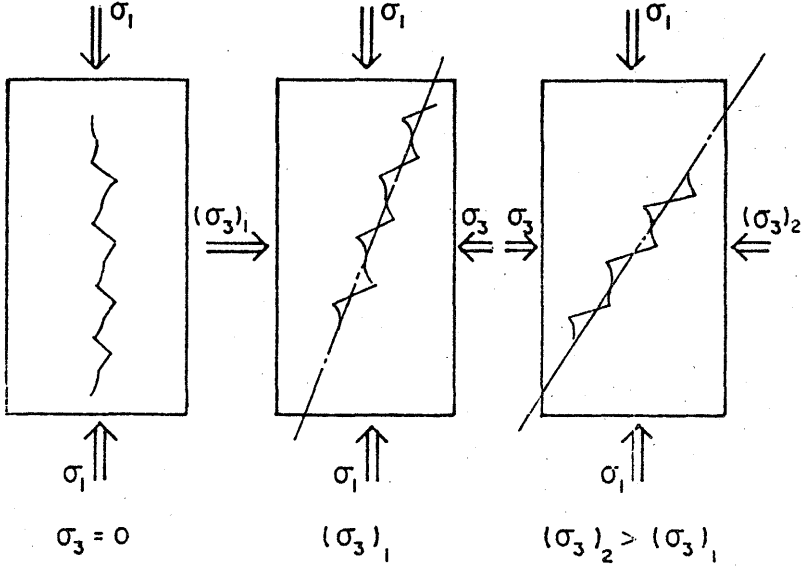
Yenilmenin, kırık oluşumu ile meydana gelen bir süreç olduğu bilinmektedir ve bu konuda geniş çalışma yapılmıştır (Peng and Johnson, 1970; Lajtai, 1974; Sih, 1974; Chang, 1981; Melin, 1986). Griffith tipi bir çatlak, potansiyel yenilme nüvesi oluşturmaktadır. Kayaç içinde mevcut Griffith tipi çatlaklardan, başlangıç için en uygun olanları, büyük asal gerilme yönüne göre bir β açısı ile pozisyonlandırıldığında uç kısmına yakın bölgelerde en fazla çekme ve/veya basınç gerilmesi birikimi olanlardır (Horii and Nemat-Nasser, 1982). Gerilme birikimi belirli bir seviyeye geldiğinde, çatlak uçlarından, büyük asal gerilme yönünde gelişmektedir (kinked crack). Kırık oluşumunun ilk kademesini teşkil eden bu gelişimler, kayaç içerisinde yeterli miktarda bulunan, belirli yönelimde çatlaklarda gelişmektedir. Olay, gerilme-birim deformasyon eğrilerinde çatlak başlangıcı olarak belirlenen noktaya karşılık gelmektedir (Barla, 1972). Zincir oluşturan ilk kademe gelişim çatlakları, zayıf bir kırık hattı (fay) oluşturmakta ve bu doğrultuda makaslama gerilmesinin etkisi ile kırılma tamamlanmaktadır (Horii and Nemat-Nasser, 1985). Olay, gerilme-birim deformasyon grafiğinde yenilme noktasına karşılık gelmektedir.

Üç eksenli yüklemelerde, yanal basıncın, kırık oluşumu üzerinde etkin rol oynadığı bilinmektedir. Şekil 2'de yanal basınç için $\sigma_3=0$, $(\sigma_3)_1$, $(\sigma_3)_1 < (\sigma_3)_2$ durumlarında kırık gelişmesi görülmektedir. Yanal basıncın çatlak ucu gelişmesinde başlangıç gerilmesini yükseltme ve uzanım boyunu kısaltma etkisi vardır (Horii and Nemat-Nasser, 1985). Bu olay geometrik olarak kırık düzleminin yatıklaşmasına ve pürüz yüksekliğinin düşmesine neden olmaktadır.

Bu irdeleme, aşağıda özetlenen önemli sonuçları getirmektedir:

1. Yanal basınç etkisi ile, Griffith tipi yenilme şeklinden makaslama yenilmesi tipine geçilmektedir.
2. Limit durumda, doğrusal Coulomb Yenilmesi'ne yaklaşım olmamaktadır. Yukarıda açıklanan şekilde, kırık yüzeyinin kadastral yapı değişikliği, sürtünme katsayısının düşmesine sebep olmaktadır. Artan yanal basınç, kohezyon yükselmesi ve içsel sürtünme açısı düşmesi ile sonuç vermekte, dolayısıyla limit durum, Mohr-Coulomb yaklaşımı olmaktadır.

3. Yenilme düzlemlerinin normallerinin asal gerime ile yaptığı eğim açısı, artan yanıl basınç gerilmesi ile bir limit duruma yaklaşır.



Şekil 2. Yanıl basıncın (σ_3) kırık gelişmesine etkisi

3. DENEYLER

Üç kayaç tipi ile deneyler yapılmıştır; Ankara andeziti, Karadon (Zonguldak) kumtaşı, Yatağan (Muğla) marnı. Kayaç bloklarından laboratuvarıda BX çaplı numuneler hazırlanmıştır. Yapılan deneyler, tek eksenli basma dayanımı, üç eksenli basma dayanım deneyleri, Brazilian çekme dayanımı, doğrudan makaslama deneyleridir. Bu deneylerin uygulamasında ISRM (1981) tarafından önerilen standart deney yöntemleri esas alınmıştır.

4. UYGULANAN YENİLME KRİTERLERİ

Bu çalışmada kayaç tiplerinin dayanımları için literatürden üç ayrı (bir fiziksel ve iki ampirik) yenilme kriteri düşünülmüştür. Dördüncü kriter geliştirilip denenmiş ve diğer üç kriter ile beraber değerlendirilmiştir. Aşağıda, bu kriterler yenilme anında maksimum ve minimum asal gerilmeler $[(\sigma_1)_y, (\sigma_3)_y]$ arasında verilmiş olup sağlam kayacın tek eksenli basma dayanımı C_0 , parametre olarak görülmektedir.

Coulomb Kriteri;

$$(\sigma_1)_y = C_0 + q \cdot (\sigma_3)_y \quad (1)$$

Bieniawski (1974) Kriteri;

$$(\sigma_1)_y = A \cdot C_0^{0.25} \cdot (\sigma_3)_y^{0.75} + C_0 \quad (2)$$

Hoek ve Brown (1980) Kriteri;

$$(\sigma_1)_y = (\sigma_3)_y + \left[m \cdot C_0 (\sigma_3)_y + s \cdot C_0^2 \right]^{1/2} \quad (3)$$

Önerilen Kriter;

$$(\sigma_1)_y = C_0 + q \cdot (\sigma_3)_y + p \cdot \sqrt{(\sigma_3)_y} \quad (4)$$

Yukarıdaki ifadelerde, q, A, m, s (sağlam kavaç için s=1), q (önerilen denklemde) ve p denklem parametreleridir.

5. DENEY SONUÇLARI ve DEĞERLENDİRİLMESİ

5.1. Mekanik Özellikler

Deneye tabi tutulan kayaçlara yenilme anında etkiyen asal gerilmelerinin değerleri ile beraber, diğer mekanik özellikleri birbirlerini bütünleyen bilgilerdir. Kayaç davranışı ile ilgili daha önce belirtilen testlerin sonuçları değerlendirilmiş ve ölçülen mekanik büyüklükler Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo 1. Deney kayaçlarının bazı mekanik özellikleri

KAYAÇ	Tek Eksenli Basma Dayanımı (MPa)	Brazilian Çekme Dayanımı (MPa)	Kohezyon (MPa)	İçsel Sürtünme Açısı (φ)	Young Modülü (MPa)	Poisson Oranı
Kumtaşı	63.0	5.1	14.1	42	1.7×10^4	0.210
Andezit	55.5	4.7	15.2	33	2.36×10^4	0.225
Marn	38.0	5.5	10.0	34	0.1×10^4	0.150

5.2. İstatistiksel Değerlendirme

Literatürde model denklemleri iki parametrelidir ve en basit regresyon modeli olan lineer regresyon ile değerlendirilebilirler. Fakat bu makalede önerilen denklem doğrusal (lineer) formda işlem görememektedir. Değerlendirmelerde SPSS İstatistik Paket Programı (SPSS Inc., 1992) uygulanmıştır. İstatistik değerlendirmelerde tek eksenli ve üç eksenli basma verileri kullanılmıştır.

Çünkü, gerek literatürde verilen ve gerekse bu makalede önerilen kriter denklemleri, yanal basıncın (σ_3) negatif değerleri için doğru sonuç vermemektedirler (Gerçek ve Müftüoğlu, 1993). Üç kayaç tipinin herbirinden yaklaşık 30 adet deney örneği kırılmıştır. İstatistiksel değerlendirme sonuçları Tablo 2'de verilmektedir.

Tablo 2. Yenilme kriterlerine göre deney verilerinin değerlendirilmesi

KAYAÇ	Coulomb			Bieniawski			Hoek & Brown			Önerilen			
	q	C ₀ (MPa)	r ²	A	C ₀ (MPa)	r ²	m	C ₀ (MPa)	r ²	q	p	C ₀ (MPa)	r ²
Kumtaşı	5.00	63.0	0.929	3.29	63.0	0.947	11.6	63.0	0.954	4.11	3.73	63.0	0.952
Andezit	8.10	55.5	0.897	4.97	55.5	0.973	21.7	55.5	0.962	2.50	15.46	55.5	0.981
Marn	4.04	38.0	0.913	2.71	38.0	0.954	8.06	38.0	0.946	2.60	4.00	38.0	0.955

Tablo 2'den izlendiği üzere önerilen yenilme kriteri, regresyon katsayısı (r^2) olarak en yüksek değerleri vermektedir.

5.3. Teorik Değerlendirme

Önerilen yenilme kriter denklemleri, yenilme anındaki büyük (σ_1) ve küçük (σ_3) asal gerilmeleri $\sigma_1 = C_0 + q\sigma_3 + p \cdot \sqrt{\sigma_3}$ ifadesi ile ilişkilendirmektedir (Eşitlik 4). Yenilme düzlemi üzerindeki normal (σ) ve makaslama (τ) gerilmeleri non-linear (doğrusal olmayan) pik dayanımı zarfları teorisiyle bulunabilir. Balmer (1952), Mohr çemberleri sistemi için aşağıdaki denklemleri vermiştir.

$$\left[\sigma - \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) \right]^2 + \tau^2 = \frac{1}{4}(\sigma_1 - \sigma_3)^2 \quad (5)$$

Eğer, büyük asal gerilmenin (σ_1), küçük asal gerilmeye (σ_3) göre kısmi türevi alınır ve düzlem üzerindeki normal gerilme (σ) çözülürse;

$$\sigma = \sigma_3 + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\frac{\partial \sigma_1}{\partial \sigma_3} + 1} \quad (6)$$

elde edilir. Bu ifade eşitlik 5'de yerine konulur ve düzlemdeki makaslama gerilmesi (τ) bulunursa;

$$\tau = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\frac{\partial \sigma_1}{\partial \sigma_3} + 1} \sqrt{\frac{\partial \sigma_1}{\partial \sigma_3}} \quad (7)$$

elde edilir. Eşitlik 4'den;

$$\frac{\partial \sigma_1}{\partial \sigma_3} = q + \frac{p}{2} (\sigma_3)^{-1/2} \quad (8)$$

Bu ifade (6) ve (7) eşitliklerinde kullanılırsa;

$$\sigma = \sigma_3 + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{q + \frac{p}{2 \cdot \sqrt{\sigma_3}} + 1} \quad (9.a)$$

$$\tau = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{q + \frac{p}{2 \cdot \sqrt{\sigma_3}} + 1} \right) \sqrt{q + \frac{p}{2 \cdot \sqrt{\sigma_3}}} \quad (9.b)$$

ifadeleri elde edilir. 9.a ve 9.b numaralı eşitliklerle yenilme düzlemi üzerindeki normal (σ) ve makaslama (τ) gerilmeleri verilmektedir. Yenilme düzleminin (s) normalinin büyük asal gerilme (σ_1) yönüne (düşey) göre yaptığı açının (β) bulunması amacıyla Şekil 3 incelendiğinde, yenilme düzlemi normalinin simetriden dolayı diğer iki yatay x ve y eksenleriyle eşit açı (ψ) yaptığı görülmektedir.

Bilindiği üzere üç eksenli gerilme koşulunda doğrultu kosinüsleri n , m ve l olan bir düzlemin üzerindeki normal gerilme (σ),

$$\sigma = n^2 \sigma_1 + m^2 \sigma_2 + l^2 \sigma_3 \quad (10)$$

ifadesi ile verilmektedir (Timoshenko and Goodier, 1970). Şekil 3'ten $m=l=\cos\psi$ ve $n=\cos\beta$ olduğu görülmektedir ve $\sigma_2=\sigma_3$ koşulundan;

$$\sigma = n^2 \sigma_1 + m^2 \sigma_3 + m^2 \sigma_3 = n^2 \sigma_1 + 2m^2 \sigma_3 \quad (11)$$

bulunur. Bilindiği üzere;

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

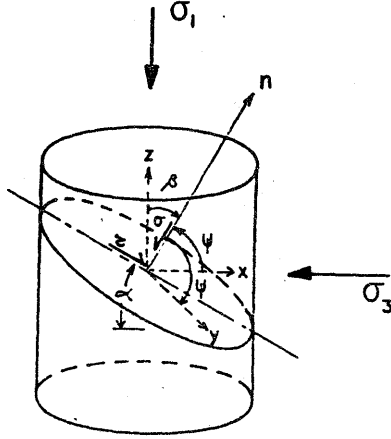
veya

$$2m^2 = 1 - n^2 \quad (12)$$

Bu sonuç, eşitlik 11'de yerine konulursa;

$$\sigma = n^2(\sigma_1 - \sigma_3) + \sigma_3 \quad (13)$$

elde edilir.



Şekil 3. Yenilme düzlemi ve normalinin kartezyen eksenlerle yaptığı açılar

Görüldüğü üzere deney sonuçları ile elde edilen σ_3 , σ_1 çiftlerinden eşitlik 9 ve eşitlik 13 ile yenilme üzerindeki gerilmeler ve düzlemin düşey yönden doğrultu açısı ($\beta = \cos^{-1}n$) bulunur. Eşitlik 13 ile eşitlik 9.a'daki σ ifadesi eşitlenirse;

$$n^2 = \frac{1}{q + \frac{p}{2 \cdot \sqrt{\sigma_3}} + 1} \quad (14)$$

elde edilir. Eşitlik 9.a ve eşitlik 14 ifadelerinde verilen σ ve n değerleri, yanal basıncın (σ_3) değişimi ile değerlendirilirse önemli sonuçlar elde edilmektedir. $\sigma_3=0$ koşulunda $\sigma=0$ ve $\tau=0$, ve eşitlik 13'den $\cos\beta=n=0$ veya $\beta=90^\circ$ elde edilmektedir. Bu sonuç, özellikle gevrek kayaç gerilmelerinde, düşey kırılma düzlemlerinin konumunu göstermektedir ve şimdiye kadar hiçbir yenilme kriteri ile ifade edilememiştir.

Diğer taraftan, yanal basınç çok yüksek değerlere ulaştığında ($\sigma_3 \Rightarrow \infty$) eşitlik 14'den;

$$\lim_{\sigma_3 \rightarrow \infty} n^2 = \frac{1}{q+1}$$

elde edilir ki, düzlem normalinin düşeyle yaptığı β açısı veya düzlemin yatayla yaptığı α ($\alpha=\beta$) açısı limit değere yaklaşmaktadır. Klasik Mohr-Coulomb Kriteri ile düşünülürse $\alpha = \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}$ ilişkisinde içsel sürtünme açısının (ϕ) limit değere düşmesiyle eşanlamlı olmaktadır (Tablo 3). Böylece önerilen kriter teorik olarak daha önce literatürdeki yenilme teorileri ve kırık gelişmesiyle elde edilen sonuçları kanıtlayan bir kriter olmaktadır. Üç kayaç örneği ile üç eksenli deney sonuçlarından elde edilen yeni yenilme denklemleri (Tablo 2) kullanılarak eşitlik 13 veya eşitlik 14 ile yenilme düzlemlerinin yatayla yaptığı α açıları ($\alpha=\beta=\cos^{-1}n$) yanal basınç (σ_3) değerlerine karşı bulunarak Tablo 3'te verilmiştir. Tablo 3 incelendiğinde eğim açılarının (α) değişimi artan yanal basınç (σ_3) değerlerine karşı hiperbolik olmaktadır.

Şekil 4, 5 ve 6'de deney sonuçları, önerilen kritere göre Mohr çemberleri ve yenilme zarfları verilmektedir.

Tablo 3. Yenilme düzlemlerinin yatayla yaptığı açılar

		Yanal basınç (σ_3) (MPa)				
		0	2	6	10	$\Rightarrow \infty$
KAYAÇ	Yenilme Kriteri Parametreleri	Yenilme düzleminin yatayla yaptığı açılar (α)				
Andezit	q= 2.5					
	p=15.46	90°-70°	70.5°	67.2°	65.8°	57.7°
Kumtaşı	q= 4.11					
	p= 3.73	90°-70°	66.7°	65.5°	65.2°	63.7°
Marl	q= 2.6					
	p= 4	90°-70°	63.5°	61.5°	60.0°	58.2°

Yenilme zarfı tek eksenli dayanım çemberinde yaklaşık $2\beta=140^\circ$ civarında iki kola ayrılmaktadır. Eşitlik 4 ile ifade edilen yenilme zarfı tek eksenli basma çemberini kuşatıp O orijinine inmektedir. O orijini ($2\beta=180^\circ$) düşey yenilme düzlemlerini (gevrek kırılma) göstermektedir. Örnek olarak andezit ele alınırsa Şekil 4'te görüldüğü üzere 1C doğrusu altında kalan alanda andezit örneklerinin tek eksenli kırılma düzlemleri yer alır. Kayacın içindeki çatlak

yapısına ve yönelimine göre kırılma düzlemleri düşey veya düşeye yakın konumdadır (Şekil 1).

Eşitlik 9 ile hesaplanan yenilme düzlemleri üzerindeki σ ve τ gerilmeleri her üç kayaç için bulunan kriter denklemi ile (Eşitlik 4) hesaplanmış ve σ ve τ arasında eşitliği sağlayan üssel değerler elde edilmiştir. Mohr çemberleri, iki yöntemle de çizilmiştir; (1) σ ve τ değerleri tek eksenli basma dayanımına bölünerek normalize edilmiştir. (2) Hesaplanan σ ve τ değerleri kullanılmıştır. Normalize edilmiş σ ve τ gerilmeleri arasındaki $\tau = (\sigma)^{\gamma_1}$ eşitliğini sağlayan γ_1 üslerinin ve σ ile τ 'nin gerçek değerleri arasındaki $\tau = (\sigma)^{\gamma_2}$ eşitliğini sağlayan γ_2 üslerinin, yanal basınca (σ_3) karşı değişimi Şekil 7'de gösterilmiştir.

Genel sonuç olarak, γ_1 ve γ_2 üsleri yanal basınca (σ_3) karşılıklı hiperbolik bir değişim göstermektedir. Artan çok yüksek yanal basınç değerlerinde ($\sigma_3 \Rightarrow \infty$) γ_1 ve γ_2 limit değerlere yaklaşır sabit olmaktadır. Böylece kırılma düzleminin hiperbolik limit değer sonucu ile γ_1 ve γ_2 üslerinin hiperbolik limit değer sonuçları birbirlerini korele etmektedir.

6. SONUÇLAR

Bu çalışma sonucunda, gevrek kayaçların yenilmesini tanımlayan yeni bir kriter geliştirilmiştir (Eşitlik 4).

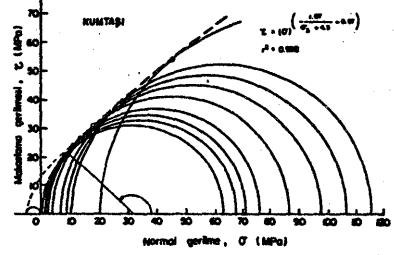
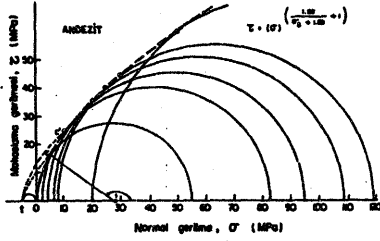
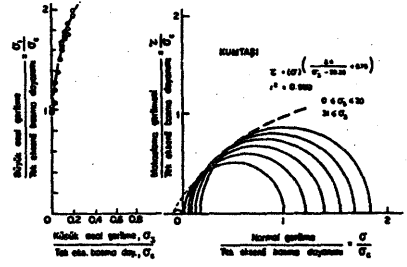
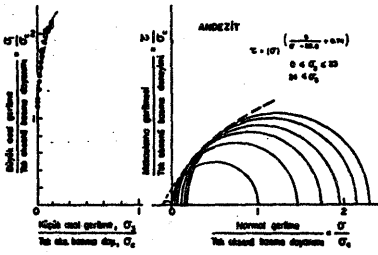
Bu kriter, deney verileriyle, literatürde verilen kriter denklemlerinden daha iyi uyum sağlamaktadır.

Bulunan kriter teorik olarak artan yanal basınç ile Griffith tipi yenilmeden, makaslama gerilmesi tipi yenilmeye geçişi açıklamaktadır.

Yenilme zarfı eğrilerinin fonksiyonlarındaki üsler yanal basıncın (σ_3) hiperbolik fonksiyonudur.

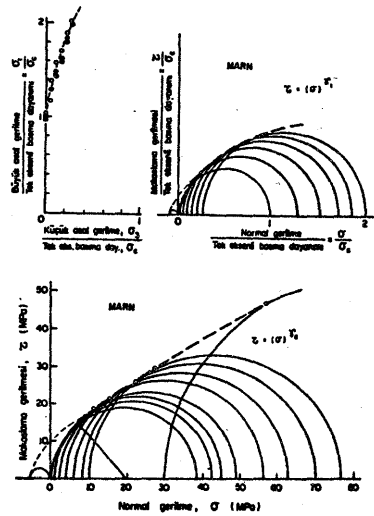
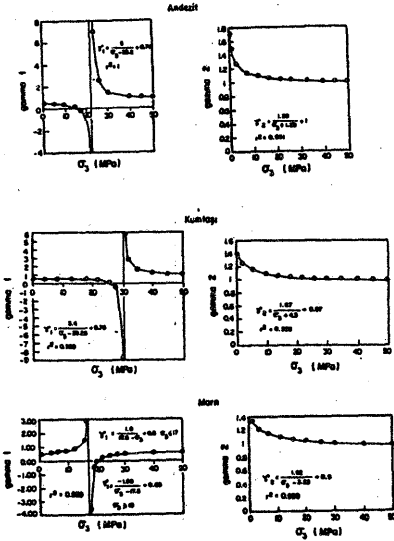
7. TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın gerçekleştirilmesinde kullanılan ekipman temininde gösterdikleri yardımlardan dolayı SONMAK Sondaj Alet ve Ekipmanları Şti.'ne teşekkür ederim.



Şekil 6. Andezit örnekleriyle elde edilen Mohr çemberleri ve yarılma zarkı

Şekil 7. Kuntagi örnekleriyle elde edilen Mohr çemberleri ve yarılma zarkı

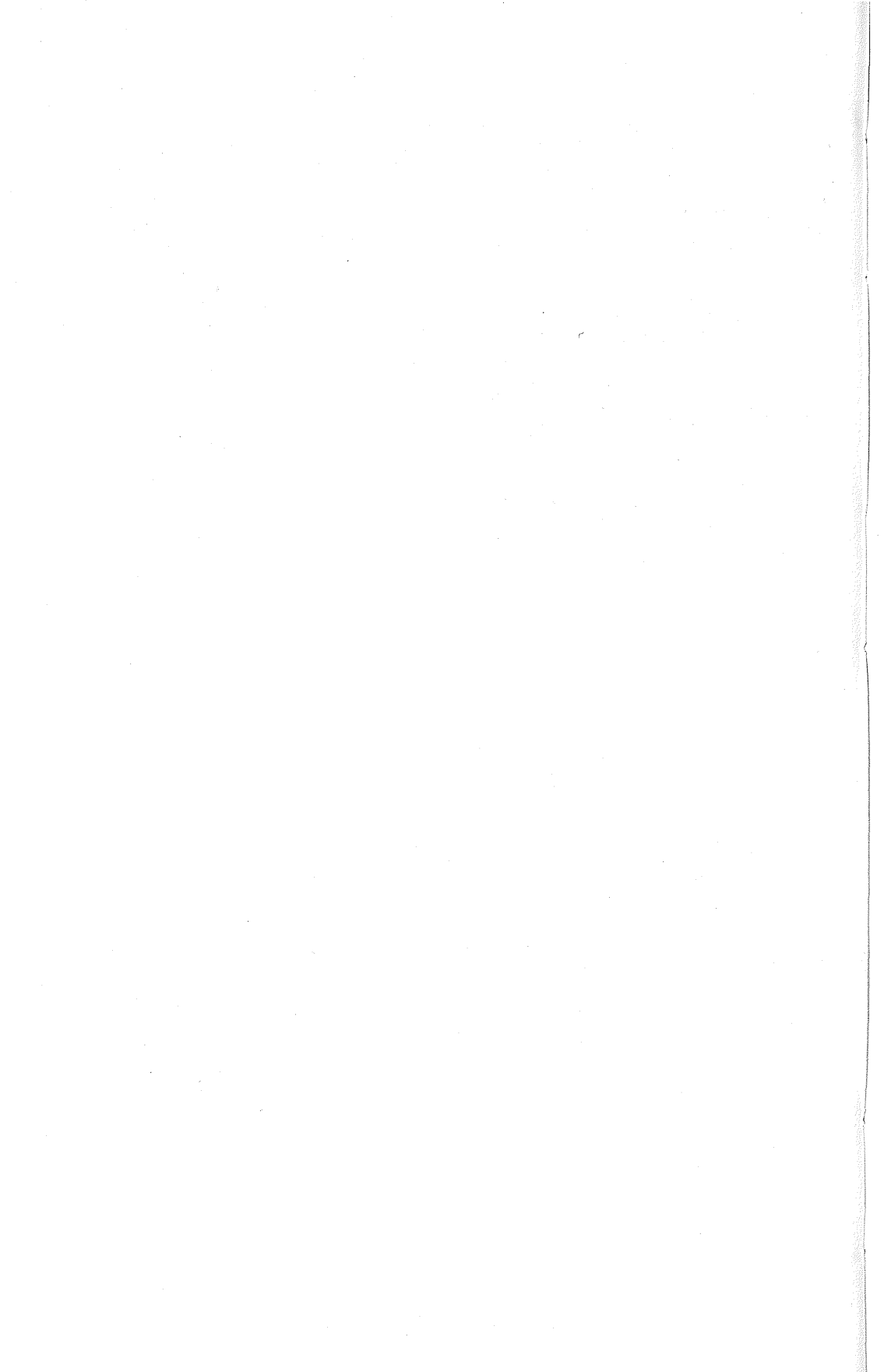


Şekil 8. Yarılma zarkı eğri denklemlerinin altında (σ₁ ve σ₃) yerel basıncı (σ₃) karşı değişimi

Şekil 9. Marm örnekleriyle elde edilen Mohr çemberleri ve yarılma zarkı

8. YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Balmer, G., 1952**, A general analytical solution for Mohr's envelope. *Amer. Soc. Testing Materials*, 52, 1260-1271.
- Barla, G., 1972**, A method for the analysis of stress in brittle rock. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 9, 87-102.
- Bieniawski, Z. T., 1974**, Estimating the strength of rock materials. *J. S. Afr. Inst. Min. Metall.*, 74, 312-320.
- Chang, K. J., 1981**, Further studies of the maximum stress criterion on the angled crack problem. *Engineering Fracture Mech.*, 14, 125-142.
- Gerçek, H. and Müftüoğlu, Y. V., 1983**, Failure characteristic of coal measure rocks. *Proc. of Int. Symp. on Assessment and Prevention of Failure Phenomena in Rock Eng.*, İstanbul, AA Balkema, pp. 329-334.
- Griffith, A. A., 1921**, The phenomena of rupture and flow in solids. *Phil. Trans. Roy. Soc. London*, A 221, 163-198.
- Hoek, E., 1964**, Rock fracture around mining excavations. *Proc. of the 4th Int. Conf. on Strata Control*, Colombia University, New York, pp. 334-348.
- Hoek, E., and Brown, E. T., 1980**, *Underground Excavations in Rock*. Inst. of Min. and Metal., London, 527 pp.
- Horii, H. and Nemat-Nasser, S., 1985**, Compressed-induced micro crack growth in brittle solids: axial splitting and shear failure. *J. of Geophysics. Res.*, 90, No. 84, 3105-3125.
- ISRM, 1981**, eds. E. T. Brown. *Rock Characterization Testing and Monitoring*, Pergamon Press, Oxford, 211 pp.
- Jaeger, J. C., and Cook, N. G. W., 1979**, *Fundamentals of Rock Mechanics*. Chapman and Hall, London, 593 pp.
- Lajtai, E. Z., 1974**, Brittle fracture in compression. *Int. J. of Frac.*, 10, No. 4, 525-536.
- McClintock, F. A. and Walsh, J. B., 1962**, Friction on Griffith cracks in Rock Under Pressure. *Proc. of the Fourth U.S. National Congress on App. Mech.* Amer. Soc. of Mech. Eng., New York 2, pp. 1015-1021.
- Melin, S., 1986**, When Does a Crack Grow Under Mode II Conditions?, *Int. of Frac.*, V30, 103-114.
- Nemat-Nasser, S. and Horii H., 1982**, Compression-Induced Non-Planar Rock Extension with Application to Splitting, Exfoliation and Rockburst *J. of Geophysics Res.* 87, No B8, 6805-6821.
- Peng S., and Jonshon A. M., 1970**, Crack Grow and Faulting in cylindrical Specimens of Celmsford Granite. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 9, pp. 36-37.
- SPSS for Windows 1992**, p. 949.
- Sih, G. C., 1974**, Strain-Energy-Density Factor Applied to Mixed Mode Crack Problems *Int. of Frac.*, 10, No. 3, 305-312.
- Timoshenko, S.P., and Goodier, J. N., 1970**, *Theory of Elasticity*, McGraw-Hill Book Company, New York, p. 567.



PATLATILMIŞ YIĞININ PARÇA BOYUT DAĞILIMININ BELİRLENMESİNDE PRATİK BİR YÖNTEM

A practical method in the determination of particle size distribution of the blasted rock

ÖZKAHRAMAN, H. Tarık; S. Demirel Üniv. Müh. Fak. Maden Müh.
Böl. ISPARTA

ÖZET

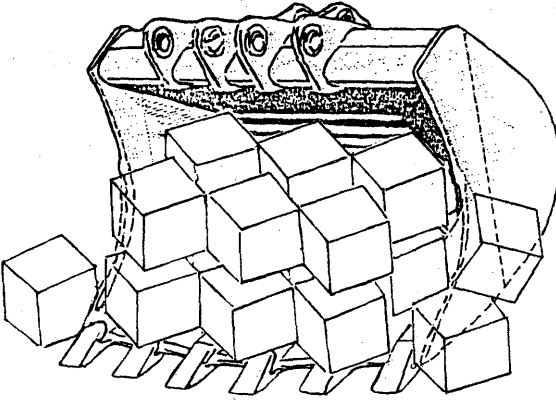
Atım kütlesinin yüklenme zorluğu, yığının ortalama parçalanma boyut uzunluğu ile yığındaki pataz yüzdesine bağlı olarak artmaktadır. Dolayısıyla yığının granülometresi yüklenme maliyetlerini etkilemektedir. Bu nedenle yığının boyut dağılımının atımdan sonra hemen belirlenebilmesi, patlatma delik geometrisinin derhal değiştirilerek düzeltilmesini mümkün kılacaktır. Makalede atım kütlesinin boyut dağılımını veren ortalama parçalanma boyutu ile düzgünlük indisinin, basit ve pratik kolaylığı olan bir yöntemle nasıl tayin edileceği anlatılmıştır. Yöntem, pratik kolaylığı yanında yeterli doğrulukta da netice vermektedir.

ABSTRACT

The loading difficulty of blasted muckpile is a function of fragmentation size distribution and the percentage of coarse fragments requiring secondary breakage. The blasting engineer can take necessary precautions without delay, if the muckpile fragmentation can be assessed rapidly. The average fragment size and uniformity index measurement techniques are given together with fragmentation prediction formulas. The measurements done on slab blasting tests proved that, the method proposed have sufficient accuracy as well as being a practical method.

1.GİRİŞ

Patlatmada ana hedef istenilen boyutta homojen bir şekilde kırılmış iri parça yüzdesi (patar) düşük olan bir yığın elde etmektir. Böylece patar atmaya gerek kalmadığı gibi parçalanma boyutuna uygun genişliği olan bir yükleyici seçerek zamandan da büyük ölçüde tasarruf sağlanmış olur. Şekil 1'de yükleyici kepçesi ve yığından alınan kaya parçaları görülmektedir.



Şekil 1. Yükleyici kepçesi ve yığından alınan parçalar

Atım kütlesi içinde iri parça yüzdesinin istenilenden fazla olmasının mahzurları çok yönlüdür. Öncelikle yükleme makinesinin kapasitesini düşürür. Çünkü iri parçaların birbiri ile köprü oluşturmaları nedeni ile kepçe tam doldurulamaz. Ayrıca iri parça yüzdesi çok olan bir yığının içine kepçenin daha büyük bir güçle daldırılması gerekir ki, buda makineye daha fazla güç harcanmasına neden olur. Bundan başka iri ve ağır bloklar aşırı sürtürme kuvvetleri doğurarak hem kepçenin aşınmasını arttırır hemde kepçede dişlerin gevşemesi, çıkması ve kırılması gibi mekanik arızalara neden olur. Yığının parçalanma boyutu irileştikçe, kazılma ve yükleme maliyetinin de arttığı görülmüştür. (Tamrock, 1968)

Parça boyut dağılımı analizlerinde özellikle açık işletmelerde patlatma sonrası parçalanmayı değerlendirmede

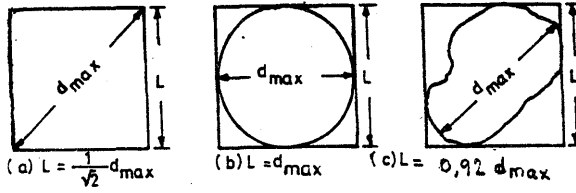
bir araç olarak sayısal görüntü işleme (digital image processing), son yıllarda yaygın olarak kullanılmaktadır. (Franklin ve diğerleri, 1988). Bu yöntemle yapılan bilgisayar uygulamalarında amaç bir granülometri eğrisi çıkarmaktır. Bu eğri yığın içinde belirli boyutun üstünde bulunan patar yüzdesini belirler. Bilindiği gibi parça boyut dağılımı doğrudan ya da dolaylı yollardan yapılabilir. Önceleri yığından alınan temsili örneklerin veya yığının tümüyle elenmesi ve ek olarak patar (kaba) sayımı ve bunların boyutlarının belirlenmesi yoluyla yapılan doğrudan yöntemler kullanılırken bugün görüntü işleme bilgisayar yöntemi ağırlıklı olarak kullanılmaktadır, (Rholl ve diğerleri, 1993).

2.SAYISAL GÖRÜNTÜ İŞLEME YÖNTEMLERİNDEKİ HATA KAYNAKLARI

Kırılmış yığının parçalanma boyut dağılımının tayini en doğru bir şekilde elek analizi ile yapılır, (Just, 1979). Fakat bu yöntem patlatmada çıkan kırılmış malzemenin miktarı çok olduğu için , ekonomik olarak deney atımlarına uygulanamaz. Diğer taraftan bilgisayar görüntü işleme yöntemlerinde de aşağıdaki nedenlerle hata kaynakları bulunmaktadır. Bunlar;

i) Bilgisayar tanelerin düzlemsel görüntülerinden alanlarını ve maksimum boyutlarını belirlemede ve daha sonra bunları sınıflayarak belli tane boyutlarının yığın içindeki ağırlık yüzdelerini hesaplamaktadır. Çok küçük (ince) taneler, fotoğraf filminin ölçeğinin küçük olması nedeniyle belirlenememektedir. Dolayısıyla bilgisayar hesaplamalarında hataya neden olmaktadır. Yığın alanının genişliği nedeniyle çok fotoğraf çekilmesi gerekmektedir. Çok sayıda fotoğrafın analizleride zaman almaktadır.

ii) Bilgisayarla belirlenen maksimum tane boyutu, bu tanelerin geçeceği elek açıklığına karşıt gelmemektedir. Örneğin: tanelerin geçebileceği en küçük elek açıklığı değişik tane şekilleri için Şekil 2 de görüldüğü gibi değişmektedir, (Nie ve Rustan 1987). Şekil 2'de görüldüğü gibi sayet



Şekil 2. Değişik parça şekillerinin geçebilecekleri elek açıklıkları(L), (Nie ve Rustan, 1987).

fotoğraftaki tane kare şekilli ise onun geçebileceği en küçük elek açıklığı (L), $(1/\sqrt{2}) \cdot d_{max}$ olmaktadır. Daire şeklinli tanelerde ise $d_{max} = L$ dir. Fakat atım kütlelerinin içindeki kaya parçaları iki boyutlu incelendiğinde ne kare nede daire şekillidir. Boyutları eşit ve muntazam olmayan bu parçalar Şekil 2c' de görülen şekile benzer. Bu genel parça şekli için minimum elek açıklığı boyutunun $(L = 0,92 \times d_{max})$ olduğu Nie, (1988) tarafından, kireç taşı deneme atımlarında bulunmuştur.

3.BOYUT DAĞILIMININ BELİRLENMESİNDE KULLANILAN ROSIN-RAMMLER FORMÜLÜNÜN İKİ ÖNEMLİ PARAMETRESİ

Patlatılmış atım kütlelerinin dağılımına en uygun ifade Rosin-Rammler formülü olup, Buda;

$$R = 100 \exp - (x/x_e)^n \quad (1)$$

denklemleriyle ifade edilmektedir. Burada;

R : x parça boyutundan iri parçaların elek üstü miktarı,

x_e : karakteristik boyut,

n : Dağılım eğrisinin eğimi (düzgünlük indisi)' dir.

Rosin-Rammler formülü Cunningham, (1983) tarafından ortalama parça boyutu K_{50} cinsinden aşağıdaki gibi ifade edilmiştir.

$$R = 100 \exp - 0,693(x/K_{50})^n \quad (2)$$

Burada,

K_{50} : Ortalama parçalanma boyut çapını göstermektedir.

Rosin-Rammler formülünün her iki tarafının logaritması-

nı alırsak, Log-log eksenli grafik kağıdı üzerinde $\ln(100/R)$ ile parça boyutu x 'in grafiği, eğimi (n) olan bir doğru denklemi verir.

Patlatmalarda düzgünlük indisinin (n) 0,5 ile 2 arasında değiştiği görülmüştür. Fakat $n < 0,75$ değerleri için düzgün olmıyan bir boyut dağılımı söz konusudur. Bu dağılımda iri ve ince malzeme oranı yüksektir. Düzgünlük indisi büyüdükçe daha homojen (düzgün) bir dağılım elde edilir. Patlatmada hedef düzgün ve iri parça oranı az olan bir yığın elde etmektir. Dolayısıyla n 'nin 1,5 dan büyük olması istenir.

Her ne kadar tam ölçekte tek delik deneme atımlarında elde edilen ortalama parçalanma boyut çapının kuznetsov formülünden elde edilen K_{80} değerleri ile uyum içinde olması bu formülün tek delik atımları için kullanılabileceğini göstermişse de (Bilgin ve diğerleri, 1993) aynı şeyi yığının düzgünlük indisi (n) için söylemek mümkün olamamaktadır. Çünkü düzgünlük indisini bir çok parametre ile değiştiği görülmüştür. Bu yüzden üretim atımları için atım kültresinin tekstürünün bilinmesinde standart fotoğraflarla karşılaştırma yönteminin daha doğru netice verdiği ve pratik kolaylığı olduğu görülmüştür. (Cunningham, 1983)

4. ATIM KÜTLELERİNİN PARÇALANMA BOYUT DAĞILIMININ BELİRLENMESİNDE KULLANILAN STANDART FOTOĞRAF YÖNTEMİ

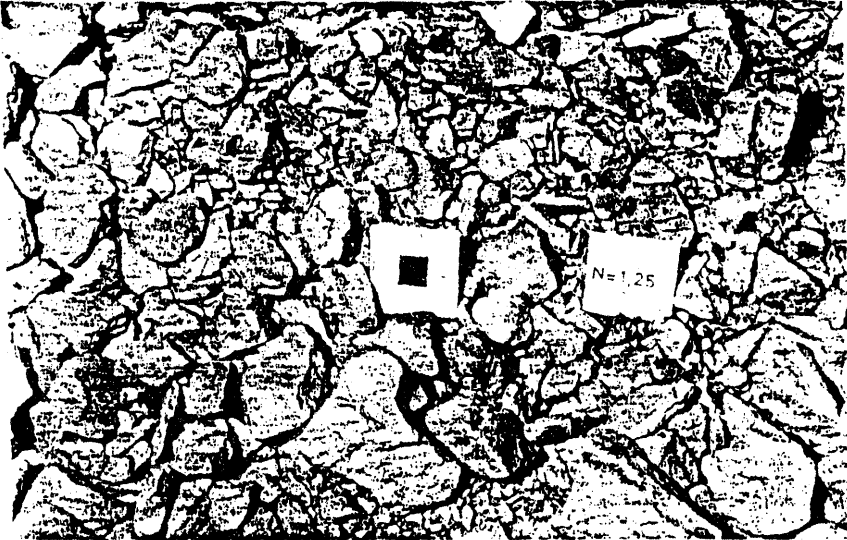
Van Aswegen ve Cunningham (1986), parçalanma boyut dağılımının tayininde boyut dağılımı bilinen çok küçük ölçekte suni (yapma) atım kütleleri oluşturarak bunları atım kültresinden çekilmiş gerçek fotoğraflarla karşılaştırmada kullandılar. Bu yapma yığınlar Rosin-Rammler dağılımına göre oluşturulmuş olup yığınların ortalama parçalanma boyutu ile birlikte düzgünlük indisi de bilinen belli bir değerde idi.

Oluşturulan bu yapma yığınlar toplam ağırlığı 100 kg.,

karakteristik boyutu $x_e = 10\text{mm.}$ olan kayac parçalarından teşekkül ettirildi. Düzgünlük indisinin (n), 0,5 den 2' ye kadar değişen 7 farklı değeri için yığınlar oluşturuldu. Bu yığınların granülometrisinin ayarlanması, her elek açıklığındaki elek üstü iri parçaların yüzdeleri, Rosin-Rammler dağılımından bulunarak, bu miktarların karıştırılması ile yapıldı. Daha sonra bu yığınların fotoğrafları çekildi. Çekim sırasında yığınların üzerine ortalama parça boyutlarında simgeleyen bir etikette kondu. Bu etiketin ortasında ortalama parça boyutu açıklığı kadar bir alan siyaha boyandı, Şekil 3. Oluşan bu standart fotoğraflar atım kütlelerine ait gerçek fotoğrafların karşılaştırılmasında kullanıldı.

Her bir düzgünlük indisi (n) değeri için oluşturulan yapma yığınların belli bir tekstürü olduğu ve bu tekstürün fotoğraf ölçeğiyle değişmediği ancak (n) 'e bağlı olarak değiştiği gözlemlendi.

Aşağıdaki örnekte bu standart fotoğraflarla karşılaştırmanın nasıl yapıldığı açıklanmaktadır;



Şekil 3. (n)'si 1,25 ile K50'si 4mm. olan bir standart fotoğraf (Van Aswegen ve Cunningham, 1986)

Atım kütlesinden çekilmiş, boyut dağılımını belirleyeceğimiz fotoğraf Şekil 4' de görülmektedir. Bu fotoğraf bir dizi standart fotoğrafla karşılaştırılarak, hem tekstür hemde ortalama parça boyutu açısından kendisine tıpatıp benzeyenin Şekil 3'de görülen standart fotoğraf olduğu görüldü. Bu benzerlikten dolayıda Şekil 3'deki dağılımın gerçek atım kütlesindeki dağılımı temsil edebileceği farzedilerek K_{50} değerinin 4 mm olması gerektiği $n=1,25$ olduğu bulunmuştur.

Ayrıca gerçek parça çapı ile fotoğraf üzerindeki görüntüsünün arasındaki oran şöyle bulunabilir. Bunun için fotoğraf çekimi sırasında yığının üzerine ölçek oranını belirleyecek boyutu bilinen mesela bir top konur. Topun fotoğraf görüntüsündeki çapı 8,5 mm ama aslında çapı 275 mm olduğundan oran $275:8,5$ veya $32,35:1$ dir. Fotoğraftaki kaya parçalarının görüntü boyutları bu oranla çarpılarak, yığın içindeki hakiki boyutları bulunabilir. Buna göre;

Gerçek ortalama parçalanma boyutu $K_{50}=4 \times 32,35=130\text{mm}$. dir. $n = 1,25$ olduğundan dağılım eğiliminin formülü

$$R = 100 \exp - 0,693(x/13)^{1,25} \quad (3)$$

olarak belirlenmiş olur.



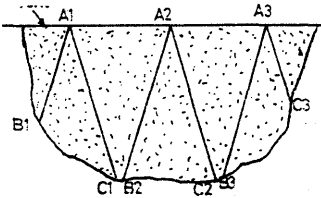
Şekil 4. Standart fotoğrafla mukayesede kullanılan atım kütlesi yığınının çekilmiş fotoğraf (Van Aswegen ve Cunningham, 1986)

Atım kütlesinden çekilen fotoğraf adedini azaltmak için, sadece Şekil 5'da görülen ışınsal hatlar boyunca (A₁B₁-A₁C₁-A₂B₂...) fotoğraf çekmenin pratik kolaylığı vardır. Bu hatlar boyunca çekilen fotoğrafların bütün yığını temsil ettiği kabul edilebilir, (Rustan ve Nie, 1987). Bu radyal ışınsal hatlar basamak ön yüzünün normali ile 25° açı yapmaktadır.

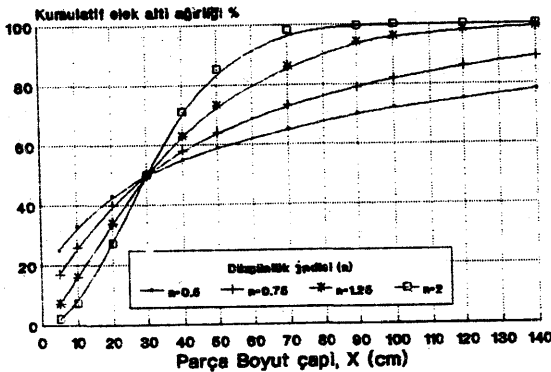
Aynı ortalama boyut değeri $K_{50}=30\text{cm}$ için düzgünlük indisi (n) ile değişen Rosin-Rammler dağılımları örnek olması için hesaplandı, (Bak Ek.1). Hesap neticelerinden Kumulatif elek altı (%) 'lerinin parça boyutu ile değişimi Şekil 6'da gösterildi.

KATKI BELİRTME

İyi bir parçalanma, patlatma kalitesinin göstergelerinden biridir. Parçalanma derecesinin yükleme, taşıma, kırma ve eleme gibi daha sonraki madencilik işlemlerini etkiler. Basamak ön yüzü



Şekil 5. Atım kütlesi üzerindeki radyal hatlar



Şekil 6. Değişken (n) değerlerinde, kumulatif elek altı (%) miktarlarının parça boyutu ile değişimi

kilediği bilinmektedir. Dolayısıyla parçalanma granülometri eğrisinin çıkarılması önem taşımaktadır. Makalede açıklanan tekstürü belli yapma (sunî) yığınların fotoğraflarının kullanılması geleceği olan bir yöntemdir. Pratik kolaylığı yanında yığının boyut dağılımını da anında belirleyebilmesi çok önemlidir. Böylece patlatma mühendisi patlatma tasarısını derhal değiştirerek arzu edilen küçüklükte ve homojen kırılma elde edebilir.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Bilgin, H.A., Paşamehmetoğlu A.G., and Özkahraman H.T.,** 1993. " Optimum Burden Determination and Fragmentation Evaluation by Full Scale Slab Blasting ", Rock Fragmentation by Blasting, Fragblast-4, Vienna, Austria, A.A. Belkama, Rotterdam, pp. 337-344.
- Cunningham C.V.B.,** 1983. " The Kuz-Ram Model For Prediction of Fragmentation From Blasting", Lulea Blasting Fragmentation Conference, pp. 439-454.
- Franklin, J.A ., Maerz, N.H., and Bennett, C.P.,** 1988. "Rock Mass Characterization Using Photoanalysis" International Journal of Mining and Geological Engineering, 6, pp 97-112, Chapman and Hall Ltd, USA.
- Just, G.D.,** 1979. " Rock Fragmentation in Blasting ", CIM Bulletin, Canada, pp 143-148.
- Nie, S.L.,** 1988. New Hard Rock Fragmentation Formulas Based on Modal and Full Scale Tests, Ph.D. Thesis, Mining Eng. Dept., University of Lulea, Sweden.
- Özkahraman H.T.,** 1994. " Deriving an Empirical Formula for Determination of Burden and Fragmentation for Discontinuous Sedimentary Rocks by Slab Blasting Tests", Unpublished Ph.D. Thesis. METU, Ankara, Türkiye.
- Rholl, S.A., Grannes, S.G., and Stagg, M.S.,** 1993. "Photographic Assessment of the Fragmentation Distribution of Rock Quarry Muckpiles", Rock Fragmentation by Blasting, Fragblast-4, Vienna, pp. 211-219, Belkama, Rotterdam.
- Rustan, A., and Nie, S.L.,** 1987. "New Method to Test the Rock Breaking Properties of Explosives in Full Scale",

2nd Int. Symp. on rock fragmentation by blasting, pp.36-47, Keystone, Colorado.

Van Aswegen H., Cunningham, C.V.B., 1986. "The Estimation of Fragmentation in Blast Muck Piles by Means of Standard Photographs", J.S. Af. IMM, Vol. 86, No.12.

Tamrock, 1984. Handbook on Surface Drilling and Blasting Painofaktorit, Finland.

Ek.1

Çizelge 1. Farklı (n) değerleri için parça boyut aralığına göre (%) miktarları. ($K_{50}=30$ cm)

Parça Boyut Aralığı cm.	Farklı (n) Değerlerine Göre Boyut Aralığındaki (%) Miktarları						
	0.5	0.75	1.00	1.25	1.5	1.75	2.00
0- 5	25	17	11	7	5	3	2
5-10	8	9	10	9	7	7	5
10-20	10	14	16	18	19	19	20
20-30	7	10	13	16	19	21	23
30-40	5	8	10	13	16	18	21
40-50	4	6	8	10	11	14	14
50-70	6	9	12	13	15	13	13
70-100	7	9	10	10	6.5	4.7	1.4
100-140	5.8	7	6	3	1.4	0.3	0.1
140-200	5.7	5.4	3	0.9	0.1	-	-
200-400	8.8	4.8	1	0.1	-	-	-

Çizelge 1'de görülen yüzde miktarlar her elek açıklığı için aşağıdaki Rosin-Rammler formülünden ortalama boyutun $K_{50}=30$ cm. değeri için hesaplanmıştır.

$$R = 100 \exp - 0.693 (x/K_{50})^n$$

Burada R elek üstünde kalan malzeme yüzdesidir. Elek altı malzeme yüzdesi ise;

$$(Y) = 100 (1 - e^{-0.473(x/30)^n})$$

Örnek hesaplama şekli:

$n = 0.5$ değeri için 140 cm'lik elek açıklığının altına geçen yüzde miktar (Y);

$$140 \text{ cm parça boyutu için, } Y(140) = 100(1 - e^{-0.473(140/30)^{0.5}}) \\ = 77.6$$

$$100 \text{ cm parça boyutu için, } Y(100) = 100(1 - e^{-0.473(100/30)^{0.5}}) \\ = 71.8$$

Böylece 100 cm ile 140 cm parça boyut aralığı için;

$$= 77.6 - 71.8 = 5.8$$

ÇATLAKLI KAYANIN GEVŞEME MODÜLÜNÜN ARAŞTIRILMASI

The Investigation of Loosening Modulus of Fractured Rock

Yılmaz MAHMUTOĞLU, İTÜ Maden Fakültesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü
Mahir VARDAR, İTÜ Maden Fakültesi Jeoloji Mühendisliği Bölümü

ÖZ: Bu çalışmada; kırılmaya bağlı oluşan kalıcı hacim deformasyonu ile gevrek kayada meydana gelen direnç azalmaları arasındaki ilişki araştırılmıştır. Kayada kırılma süresince meydana gelen fiziksel hacim büyümelerinin kaya direnci üzerindeki etkisi ($\sigma_1 = f(\Delta v/V, \sigma_3)$) saptanmıştır. Gevşeme deneyleri servokontrollü yükleme sistemine eklenen elektrohidrolik hacim ölçme aleti (MJKM-VSME) yardımıyla sabit çevre basınçları altında yapılmıştır. Sonuçta; kırılma aşamasında, kayada oluşan fiziksel gevşemelerin direnç kayıplarına neden olduğu saptanmış ve kırılma sonrası davranış bölgesinin belirli bir kısmında kalıcı birim hacim artışları ile direnç azalmaları arasında doğrusal bir ilişkinin varlığı ortaya konulmuştur. Kaya için bu ilişki gevşeme modülü olarak tanımlanmıştır.

ABSTRACT: This study is intended to take out and discuss the relationship between inelastic volumetric deformation and decrease in bearing capacity of fractured rock. Laboratory tests have been performed under constant and controlled deformation rate using a servocontrolled loading system which supported by electrohydraulic volumeter and, connected with data acquisition system. According to the loosening test results, stress-inelastic volumetric strain curves are, generally, linear through the initial part of the post-failure region where fractured rock behaviour is dominant. It was concluded that brittle rock loses its strength in post-failure region depending up on inelastic volumetric strain. The ratio between strength drop and corresponding volumetric strain in the initial part of post-failure curve has been defined as Modulus of Loosening.

1. GİRİŞ

Yerkabuğunda kayalar genelde üç eksenli gerilmelerin etkisi altındadır. Tek eksenli gerilme durumuna doğal ortamlarda rastlamak hemen hemen olası değildir. Ancak, bu tip ortamlarda yapılan teknik kazılar kayanın doğal haldeki üç eksenli gerilme durumundan uzaklaşmasına neden olmakta ve bunun sonucunda da, stabilite problemleriyle karşılaşabilmektedir. Kayanın direncinde fiziksel gevşeme nedeniyle bir azalmanın olacağı, genelde, varsayılmakla birlikte konuya ilişkin somut deneysel ve sayısal veriler günümüze kadar yeterince açık ortaya konabilmiş değildir. Yer kabuğunu oluşturan

kayaçlar değişik miktarda ve türde süreksizlikler içermektedir. Kaya, ilk oluşum aşamasını izleyen bir veya birden fazla deformasyon aşamasıyla kırılanmış ve sonuçta belirli oranda hacim deformasyonuna (fiziksel gevşeme) uğramış durumdadır.

Kayanın yenilme öncesindeki hacımsal değişimleri (dilatasyon) bir çok araştırmacı tarafından incelenmiştir. BRIDGEMAN (1949), BRACE et al (1966), BIENIAWSKI (1967), SCHOLZ (1968), CROUCH (1970), EDMOND et al (1972) ve RUMMEL (1975) çeşitli taş örnekleri üzerinde gerçekleştirdikleri tek eksenli ve üç eksenli deneylerle kırılma öncesi gerilme-hacim deformasyonu ilişkisini ayrıntılı olarak incelemişlerdir. Yapılan bu araştırmaların çoğunda yüksek çevre basınçlarıyla çalışıldığı için, deney örnekleri yenilme sonrasında plastik davranış göstermiştir.

Ancak, anılan bu araştırmalarla mühendislik çalışmalarının yoğun olarak yer aldığı sığ derinliklerdeki kayanın “gevrek davranışını” yeterince açıklayabilmek mümkün değildir. Bu nedenle, kaya mekaniği çalışmaları son yıllarda taşın daha düşük çevre basınçları altındaki yenilme sonrası (post-failure) davranışı üzerinde yoğunlaşmaktadır.

Bu çalışmada; gevrek kayanın kırılma ve kırılma sonrası hacminde meydana gelen inelastik artışa (fiziksel gevşemeye) bağlı olarak oluşan direnç kayıpları incelenmiş ve sözkonusu değişkenler arasındaki $\sigma_1 = f(\delta, \sigma_3)$ bağıntısının ortaya konması amaçlanmıştır.

Gevşeme deneyleri farklı, sabit çevre basınçları ($1 \leq \sigma_3 \leq 12.5$ MPa) altında, iki grup mermer örneği üzerinde yürütülmüştür. Deneylerde kullanılan **U grubu** (Uşak Beyazı) örneklerin tek eksenli basınç dirençleri 70.5 MPa, porozitesi % 0.16 ve kuru birim hacim ağırlıkları ortalaması 27.2 kN/m³, **M grubu** (Muğla Beyazı) örneklerin aynı özelliklere karşılık gelen değerleri ise sırasıyla 29.5 kN/m², % 0.28 ve 27.1 kN/m³ olarak saptanmıştır. Deneyler standartlara uygun geometri ve boyutlardaki (5x10) örnekler üzerinde yapılmıştır. Deneyler sırasında elektrohidrolik yükleme ve ölçüm sistemi kullanılmıştır. Sabit çevre gerilmeleri altında yürütülen deneyler deformasyon kontrollü olarak yapılmıştır. Elde edilen sonuçların literatürde yer alan benzer deneyler ile kıyaslanabilmesini sağlamak üzere, gevşeme deneylerinde, **kırılma anına kadarki**

deformasyon hızı 10^{-5}sn^{-1} , kırılma sonrası deformasyon hızı ise 2.10^{-5}sn^{-1} olarak seçilmiştir.

2. KAYANIN GEVŞEME MODÜLÜNÜN ARAŞTIRILMASI

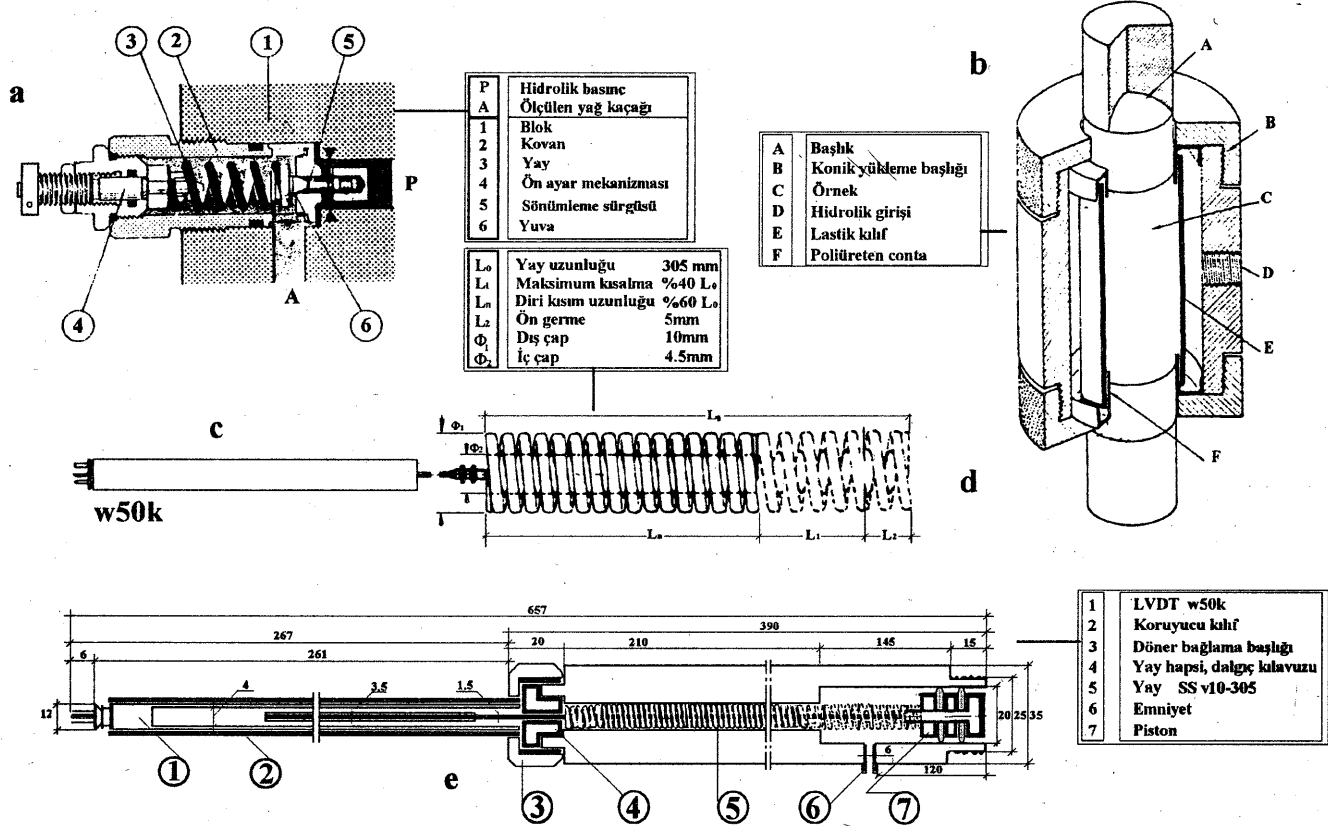
2.1 Laboratuvar Çalışmaları

Deneyler süresince elde edilen mekanik değişkenlere (ΔP , ΔL , ΔV) karşılık gelen analog sinyaller sisteme takılan bir A/D kart (**PCL-812PG**) üzerinden sayısal olarak üretilmiştir. Hazırlanan özel bir yazılım (software) yardımıyla gerekli dönüşümler de yapıldıktan sonra, gerilme, birim boy deformasyonu ve birim hacim deformasyonuna karşılık gelen değerler (σ_1 , ϵ_1 , δ) belirli frekanslarda bilgisayara aktarılmıştır. Deneyler süresince kaydedilen gerilme ve asal birim boy kısalmasının hassasiyeti % 1, hacim deformasyonunki ise 0.025 cm^3 dür.

Gevşeme deneylerinde, hacim deformasyonu; deney başlangıcında çevre basıncı uygulamak üzere üç eksenli deney hücresi içerisine aktarılan ve çevre basıncına eşdeğer bir basınç altında bulunan hidrolik yağın, deneyler süresince yüklemeye bağlı örnek hacminde oluşan deformasyona karşılık gelen miktarının elektronik olarak okunması prensibine dayalı ölçülmüştür. Hacim deformasyonuna eşit miktardaki yağ, basınç ayar vanası üzerinden hacim ölçere (**VSME-MJKM**) aktarılmıştır (Şekil 1). Deneyler süresince elde edilen veriler Eşitlik 1 ile düzeltilmiş ve gerçek birim hacim deformasyonu değerlerine dönüştürülerek bilgisayara kaydedilmiştir.

$$\delta = (\Delta V - a^2\pi\Delta L)/V \quad (1)$$

- δ : Birim hacim deformasyonu
 $\Delta V (\text{cm}^3)$: Deneyler süresince üç eksenli hücreden basınç ayar vanası yardımıyla alınan hidrolik yağın miktarı
 $V (\text{cm}^3)$: Deney örneğinin ilk hacmi
 $\Delta L (\text{cm})$: Deneyler süresince örnek boyunda oluşan kısalma
 $a (\text{cm})$: Konik yükleme başlığının yarı çapı



Şekil 1:Gevşeme deneyleri süresince oluşan hacim deformasyonlarını ölçmek için geliştirilen hacim ölçme aletinde kullanılan parçalar ve teknik özellikleri (VSME-MJKM).

Her bir deney için elde edilen sinyaller, ayrı ayrı yaratılan veri dosyalarında gerilme, birim boy deformasyonu ve gerçek hacim deformasyonuna dönüştürülerek bilgisayara kaydedilmiştir.

Deneyler süresince deney verileri saniyede 3 okuma yapılacak şekilde önceden programlanmıştır. Fakat sisteme takılan kartın saniyedeki örnekleme sayısı 100 veri okuyacak kapasiteye sahiptir. Ancak veri örnekleme sıklığının çok daha arttırılması durumunda elde edilen dosyaların büyüklüğü artmakta ve eldeki imkanlarla değerlendirilmeleri mümkün olamamaktadır.

2.2 Gevşeme Deneylerinden Elde Edilen Sonuçlar

Çizelge 1 de gevşeme deneylerinden elde edilen sonuçlar özetlenmiştir. Çizelgeden de görüldüğü gibi; basınç direnci yüksek olan U grubu örneklerin yenilme aşamasındaki hacimleri, deney öncesindeki hacimlerinden daha küçüktür. Diğer bir ifadeyle, bu örnekler yenilmeye neden olan gerilme düzeylerinde sıkışmadan dolayı ilk hacimlerinden daha küçük bir hacime sahip olmuşlardır. M grubu örnekler ise kırılma aşamasına gelindiğinde, bunun tersine, ilk hacimlerinden daha büyük bir hacime ulaşmışlardır.

Ayrıca M grubu örnekler üzerinde yapılan deney sonuçlarının yer aldığı, Çizelge 1 ve Şekil 2 den çevre gerilmesinin artmasına paralel olarak yenilme için gerekli olan psödoplastikleşmeye bağlı hacim artışının arttığı görülmektedir.

Buradan yüksek dirençli, aşırı gevrek kayaçların yenilme öncesinde hacimsal azalma, düşük dirençli olanların ise daha yüksek çevre basınçları altında hacimsal artış geçirmekte oldukları sonucuna varılmaktadır.

Şekil 2' deki $\sigma_1 = f(\delta, \sigma_3)$ eğrilerinden gözlemlendiği gibi, σ_3 artıkça kırılma aşamasında, direnç düşüm eğrilerinin eğimi giderek azalmaktadır. Ayrıca yüklemenin ilk aşamasında (yenilme öncesi aşamada) örneklerin hacminde oluşan maksimum azalma % 0.5' i aşmamaktadır.

Çizelge 4.1 Farklı sabit çevre basınçları altındaki gevşeme deneylerinde kırılma anında elde edilen direnç, asal birim boy kısalması ve birim hacim değişimleri

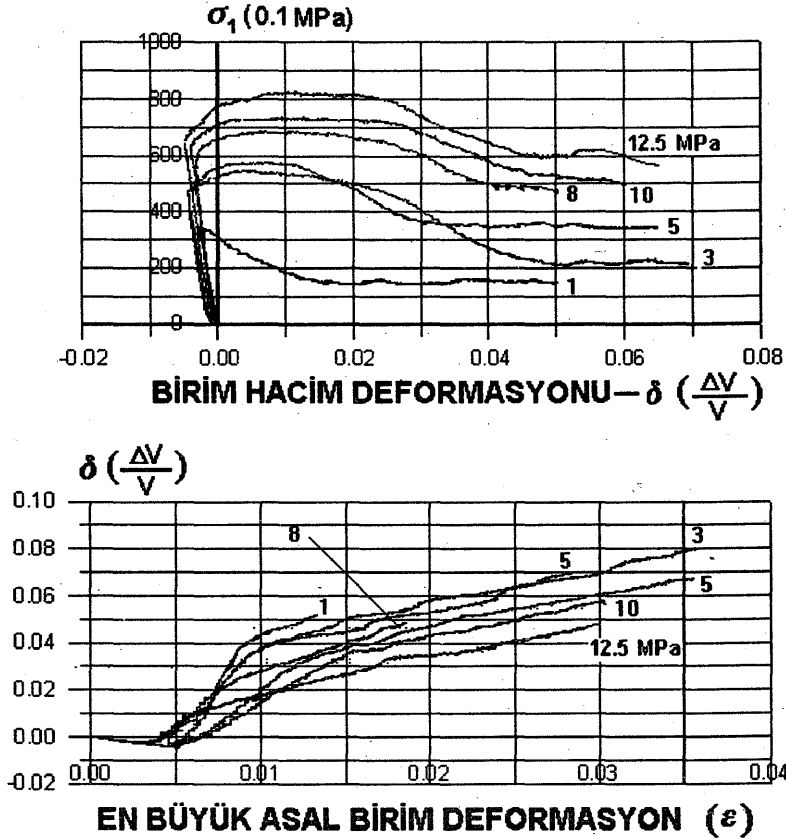
Örnek No	σ_1 (MPa)	σ_3 (MPa)	$\epsilon_1 \cdot 10^{-3}$	$\delta \cdot 10^{-2}$
U1	98.5	1.0	5.8	-0.42
U2	90.7	3.0	6.3	-0.57
U3	117.0	5.0	7.1	-0.71
U4	119.3	7.0	5.9	-0.69
U5	130.8	7.0	9.2	-0.73
U6	114.6	5.0	7.6	-0.68
U7	109.5	5.0	6.8	-0.64
U8	88.6	5.0	6.1	-0.59
U9	98.8	1.0	5.4	-0.28
U10	121.4	3.0	7.7	-0.61
U11	93.7	5.0	5.6	-0.33
U13	127.4	7.0	7.1	-0.52
U14	129.4	9.0	7.5	-0.55
U15	135.0	11.0	8.1	-0.47
U16	85.2	5.0	6.4	-0.56
U17	100.2	5.0	7.3	-0.68
U18	88.2	5.0	8.5	-0.77
U19	111.2	5.0	6.7	-0.55
U20	107.4	5.0	6.2	-0.62
U21	136.0	10.0	8.5	0.75
U22	65.0	0		
U23	70.7	0		
U24	71.1	0		
U29	119.7	5.0	6.9	0.34
M1	55.0	5.0	5.6	0.8
M2	54.5	3.0	6.6	0.6
M3	68.6	8.0	8.4	1.1
M4	42.6	1.0	5.4	-0.48
M5	34.1	1.0	3.2	-0.25
M6	71.6	10.0	8.1	1.12
M7	81.8	12.5	10.5	1.51
M8	73.3	10.0	9.7	1.33
M9	50.2	1.0	4.7	-0.01
M10	37.1	1.0	4.7	0.18

Ancak bu sıkışma miktarının örneklerin porozitesinden daha fazla olduğu sonucu ortaya çıkmaktadır. Bunun da nedeni porozitenin dışında malzemenin elastik olarak da bir miktar sıkışmasıdır.

U grubu örnekler üzerinde yürütülen deneylerden de benzer fakat farklı sonuçlar elde edilmiştir. Bu grup örnekler çok gevrek olduğundan aniden kırılmaktadır. Şekil 3 deki $\sigma_1 = f(\epsilon, \sigma_3)$ eğrilerinden bu durum açıkça görülmektedir. Ayrıca, kırılmanın olduğu

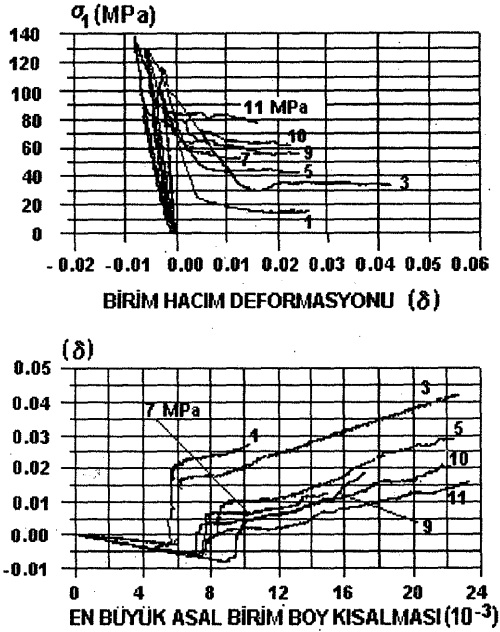
bölgede U grubu örneklerle ilişkin $\sigma_1 = f(\delta, \sigma_3)$ yenilme sonrası davranış eğrilerinin M grubu örneklerden elde edilenlere benzer şekilde bir eğime sahip olduğu görülmüştür. Buna rağmen, yenilme sonrasında, çevre gerilmesinin artmasına bağlı olarak yenilme sonrası davranış eğrilerinin eğiminde belirgin bir değişim gözlenememiştir. Buna rağmen, U grubu örnekler çevre gerilmesinin artmasına paralel olarak, genellikle daha büyük birim boy deformasyonlarında kırılmışlardır.

Deneylerde kullanılan örneklerin bir veya birkaç süreksizlik boyunca kırıldığı ve bu süreksizliklerin genelde maksimum asal gerilmeyle (σ_1) 20 - 30° lik açı oluşturacak şekilde geliştiği saptanmıştır.



Şekil 2 M grubu örnekler üzerinde yapılan gevşeme deneylerinden elde edilen gerilme - birim hacim deformasyonu ve birim hacim deformasyonu - asal birim boy deformasyonu grafikleri (Uygulanan çevre basınçları eğriler üzerine taşınmıştır).

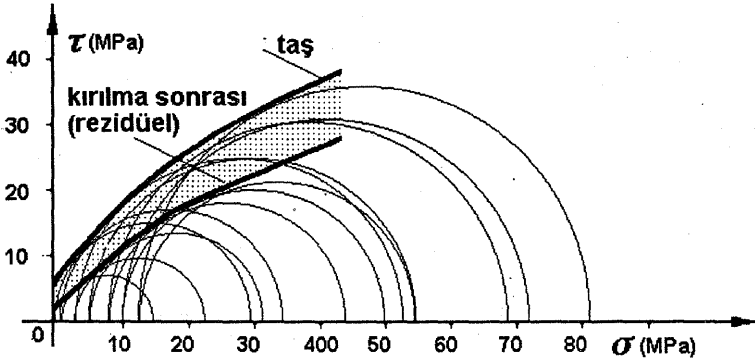
Bu çalışmada, uygulanan çevre gerilmelerinin çok yüksek olmaması ve çeşitli çevre gerilmeleri arasındaki farkların az oluşu nedeniyle elde edilen kırılma açıları arasında büyük bir fark gözlenememiştir.



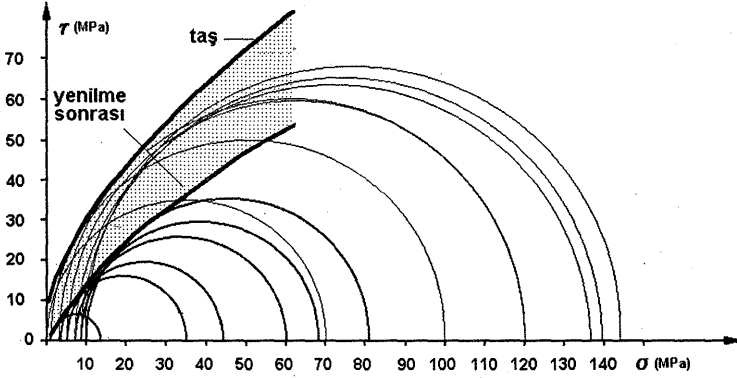
Şekil 3 U grubu mermer örneklerine ait gerilme hacim deformasyonu eğrileri (Eğriler üzerinde yer alan rakamlar çevre basıncına karşılık gelmektedir).

Şekil 4 ve 5 de M ve U gurubu örnekler için maksimum kırılma direnci ve yenilme sonucu kalıcı (rezüdüel) dirençler Mohr diyagramı üzerinde ayrı ayrı gösterilmiştir.

Buradan da görüldüğü gibi, rezüdüel dirençlere göre çizilen Mohr Zarfları, taş için kırılma koşulunu veren Mohr Zarflarına oranla, çevre gerilmesi arttıkça daha yatık bir konum almaktadır. Ayrıca bu diyagramlardan U gurubu örneklerin kırılma sonrası kohezyonunun sıfır olduğu açıkça görülmektedir. M gurubu örneklerin kohezyonu ise kırılma sonrası % 60 azalmıştır. Her iki gurup için elde edilen maksimum kırılma ve kalıcı dirençler Çizelge.2 de verilmiştir. Çizelge 2 de verilen maksimum kırılma direnci ile kırılma sonrası elde edilen kalıcı direnç arasındaki farkın (direnç kaybı) maksimum dirence oranının çevre basıncına bağlı değişimi Şekil 6 da verilmiştir.



Şekil 4 M gurubu örneklerin maksimum kırılma dirençleri ve yenilme sonrası kalıcı dirençlerine göre çizilen Mohr diyagramı

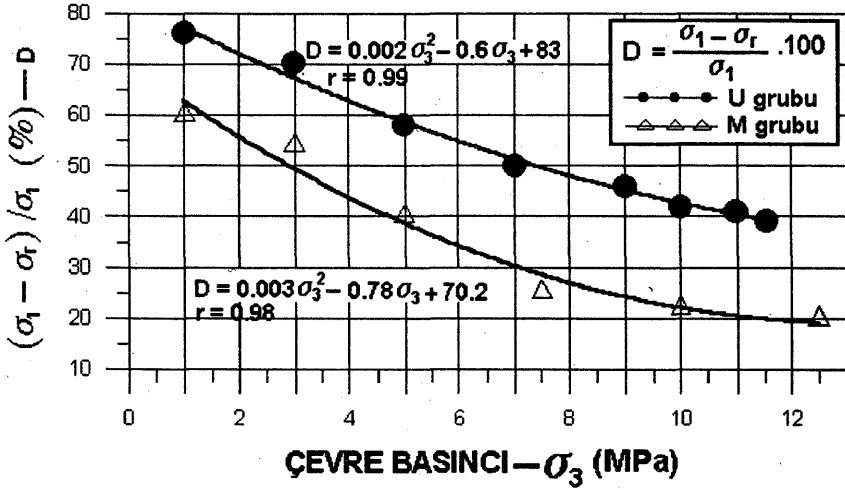


Şekil 5 U gurubu örneklerin maksimum kırılma dirençleri ve yenilme sonrası kalıcı dirençlerine göre çizilen Mohr diyagramı

Deneylerde kullanılan her iki örnek gurubu içinde direnç kaybıyla çevre gerilmesi arasındaki ilişki benzerdir. Çevre gerilmesinin 1 - 10 MPa arasında değişmesi durumunda direnç kaybı U gurubu örneklerde % 76.5 den % 40.4 e azalmaktadır. Bunun tersi olarak, kalıcı direnç oranı ise çevre basıncına bağlı olarak % 23.4 den % 59.6 ya çıkmaktadır. Aynı çevre basıncı aralığında, direnç kaybı M gurubu örneklerde % 59 - % 25 arasında, kalıcı direnç oranı ise % 41 ila % 75 arasında değişmektedir. Bu sonuçlardan, çevre gerilmesinin 1 MPa dan 10 MPa ya çıkarılması durumunda, M grubu örnekler için rezidüel dayanımın % 34, U gurubu örnekler için ise % 36.1 oranında artmakta olduğu anlaşılmaktadır.

Çizelge 2 Gevşeme deneylerinden elde edilen maksimum ve kalıcı dirençlerin çevre basıncına bağlı değişimi

Örnek No	σ_3 (MPa)	σ_1 (MPa)	σ_{1r} (MPa)	$D=(\sigma_1-\sigma_{1r}) / \sigma_1$ (%)	σ_{1r} / σ_1 (%)
u23	0	70.7	-	-	-
u9	1	99.8	23.5	76.5	23.5
u10	3	121.4	35.0	71.2	28.8
u29	5	119.7	44.0	63.2	36.7
u13	7	127.4	60.0	52.9	47.1
u14	9	129.4	68.0	47.4	52.6
u21	10	136.0	81.0	40.4	59.6
m15	0	29.5	-	-	-
m5	1	34.1	14.0	59.0	41.0
m2	3	54.5	24.0	55.0	45.0
m1	5	55.0	31.5	42.7	57.3
m3	8	68.6	46.0	33.0	67.0
m8	10	73.3	55.0	25.0	75.0
m7	12.5	81.8	64.0	21.8	78.2



Şekil 6 U ve M gurubu mermer örneklerinin dayanım kaybının çevre basıncına bağlı değişimi

Elde edilen deney sonuçlarına göre kırılma sonrası direnç kaybının U ve M gurubu örnekler için sırasıyla;

$$D_U = 0.002\sigma_3^2 - 0.6\sigma_3 + 83 \quad (2)$$

$$D_M = 0.003\sigma_3^2 - 0.78\sigma_3 + 70 \quad (3)$$

eşitlikleri ile tanımlanabileceği görülmüştür. Burada; $D = ((\sigma_1 - \sigma_r) / \sigma_1) \cdot 100$ kırılma sonrası direnç kaybına, σ_r ise kırılma sonrası kalıcı dirence karşılık gelmektedir. Her iki eşitliğin σ ya göre türevinin alınarak sıfıra eşitlenip çözülmesi halinde direnç kaybının maksimum ve minimum olduğu çevre basıncı değerleri elde edilir. Bu eşitliklerin σ_3 ' e göre türevleri;

$$\partial D_U / \partial \sigma_3 = 0.004 \sigma_3 - 0.6 = 0 \quad (2a)$$

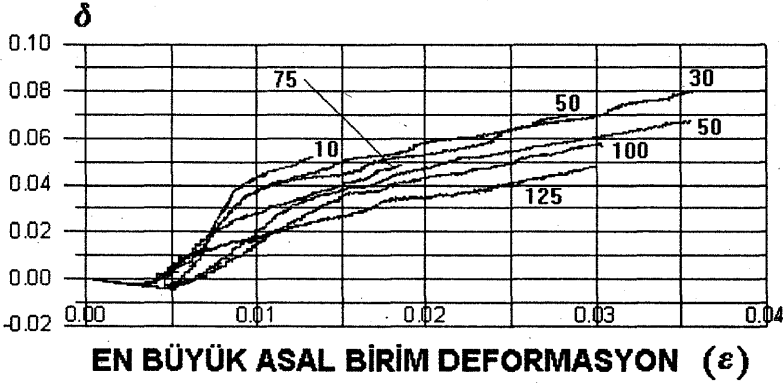
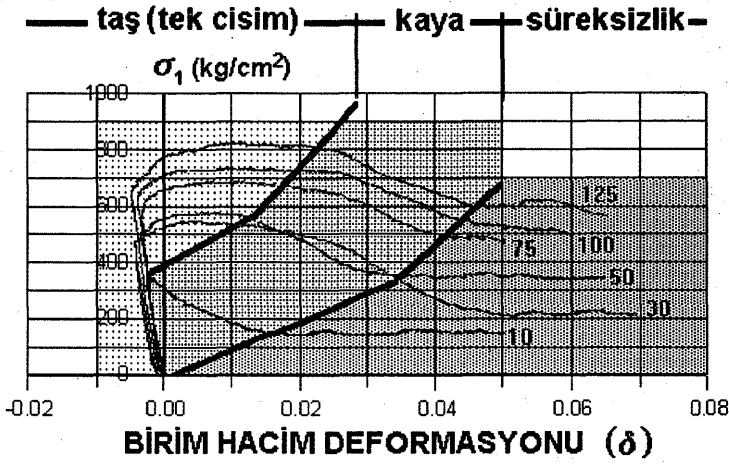
$$\partial D_M / \partial \sigma_3 = 0.006 \sigma_3 - 0.78 = 0 \quad (3a)$$

olup, çözümlerinden direnç kaybının sıfır, “**deformasyon sertleşmesi hali**” olduğu durumda çevre gerilmesinin alacağı değer hesaplanabilmektedir. Eşitlik.2a ve.3a nın çözümlerinden U gurubu örneklerin 15 MPa, M gurubunun ise 13 MPa lık çevre basınçlarında dirençlerinde kayıp olmaksızın yenilecekleri anlaşılmaktadır.

2.3 Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi

Gevrek kayanın kırılma sonrası davranışını gerilme-birim deformasyon eğrileri, $\sigma = f(\epsilon)$, yardımıyla açıklamak oldukça güçtür. Bunun nedeni kırılma noktasında direncin ani olarak düşmesinden kaynaklanmaktadır. Ancak bu çalışma kapsamında yapılan gevşeme deneyleri sonucuna göre gerilme-birim hacim deformasyonu ilişkisini tanımlayan $\sigma_1 = f(\delta, \sigma_3)$ eğrilerinin kırılma sonrası bölgede bir bağıntı ile tanımlanabileceği açıkça ortaya çıkmıştır (Şekil 7 ve 8).

Şekil 7 ve Şekil 8 deki eğriler, taş (tek cisim) örneklerinin kırılması sonucu dayanımdaki azalma ile artan inelastik hacim deformasyonu (fiziksel gevşeme) arasında, yenilme sonrası bölgede, doğrusala yakın bir ilişkinin varlığını ortaya koymaktadır. Şekil 7 deki yenilme sonrası bölge (hacim deformasyonunun neden olduğu direnç düşüm bölgesi) çatlaklı kayanın davranışına karşılık gelmektedir. Yapılan araştırma sonucunda çatlaklı kaya (çatlaklı ortam) nın hacim deformasyonuna bağlı direncinde önemli kayıpların olduğu saptanmıştır.



Şekil 7 Hacim deformasyonunun taş, kaya ve süreksizlik dayanımındaki rolü

Elde edilen deney sonuçlarına göre kayanın hacim deformasyonuna bağlı dayanım azalmasını belirleyen en önemli parametrelerden birinin çevre gerilmesi olduğu ortaya çıkmıştır. Şekil 7 ve Şekil 8 de yer alan $\sigma_1 = f(\delta, \sigma_3)$ eğrilerinden izlenebildiği gibi kırılma anında ölçülen hacim deformasyonları çevre basıncının artmasına paralel olarak artmaktadır. Diğer bir ifadeyle, artan çevre gerilmesi kayada kırılma aşamasına kadar oluşan inelastik hacim deformasyonlarının artmasına neden olmaktadır.

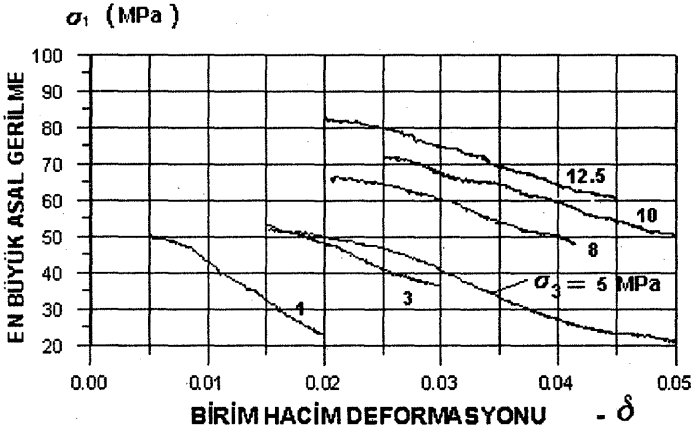
Bu çalışma sonucunda, Şekil 8 de gösterilen kırılma sonrası fiziksel gevşemeye bağlı direnç azalmasını temsil eden eğrilerin eğimi **Gevşeme Modülü**, “yeni bir kavram”, olarak

ortaya konulmuş olup aşağıda verilen bağıntılar ile ifade edilmiştir.

$$\sigma_1 = f(\delta, \sigma_3) \quad (4)$$

$$GM = (\sigma_1 - \sigma_r) / \delta \quad (5)$$

Kayanın davranışını temsil eden bölgede, gerilme-hacim deformasyonu eğrilerinin eğiminin (Gevşeme Modülü) uygulanan çevre gerilmesine bağlı olarak değiştiği bu araştırma sonucu ortaya çıkmıştır (Eşitlik 4).



Şekil 8: M gurubu örneklerin kırılma sonrası çevre basıncına bağlı gerilme-birim hacim deformasyonu ilişkisi (eğrilerin üzerindeki rakamlar uygulanan çevre basınçlarına karşılık gelmektedir).

Şekil 8 den izlendiği gibi çevre gerilmesinin artmasına bağlı olarak $\sigma_1 = f(\delta, \sigma_3)$ eğrilerinin eğimi, sözkonusu bölgede, giderek azalmaktadır. Bu durum, kayanın dayanımını belirleyen en önemli parametrelerden birinin çevre gerilmesi olduğu sonucunu bir kez daha ortaya koymaktadır.

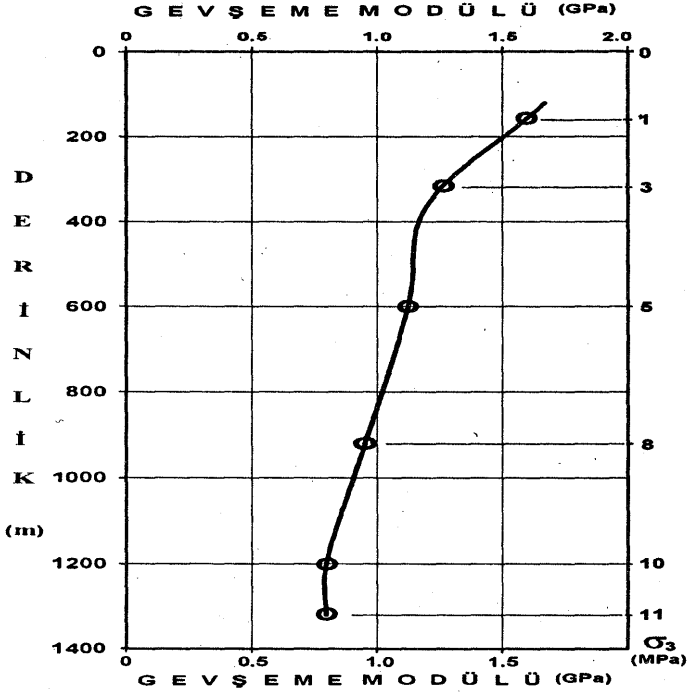
Çizelge 3 ve Şekil 9 da M gurubu örnekler üzerinde yapılan deneylerden elde edilen Gevşeme Modülünün çevre gerilmesinin fonksiyonu olarak değişimi verilmiştir. Şekil 9 da kullanılan derinlikler kayanın elastik davranışını dikkate alan SCHMID (1926),

FENNER (1938) ve KASTNER (1949) hipotezine göre 6 ve 7 nolu eşitlikler yardımıyla hesaplanmıştır.

$$\sigma_v = \sigma_1 = \rho h \quad (6)$$

$$\sigma_h = \sigma_3 = (\nu/(1-\nu)) \rho h \quad (7)$$

Burada; σ_v ve σ_h sırasıyla düşey ve yatay primer gerilmelere, ρ kayanın yoğunluğuna, h derinliğe ν ise kayanın Poisson Oranına karşılık gelmektedir.



Şekil 9 M gurubu örneklere için Gevşeme Modülünün derinliğe bağlı değişimi ($\nu = 0.25$, $\gamma = 25 \text{ kN/m}^3$)

Şekil 9 dan da görüldüğü gibi belirli bir derinlikten sonra kayanın gevşeme modülü giderek daha az değişmektedir. Buna rağmen sığ derinliklerde, gevşeme modülündeki derinliğe bağlı azalma miktarı daha belirgindir.

Çizelge 3: M grubu örnekler için hesaplanan Gevşeme modülü değerlerinin çevre basıncına bağlı değişimi

Örnek No	σ_3 (MPa)	G M (GPa)
M4	1	1.683
M5	1	1.667
M9	1	1.721
M10	1	1.586
M2	3	1.236
M1	5	1.089
M3	8	0.947
M6	10	0.914
M8	10	0.885
M7	11	0.862

3. GEVŞEME DENEYLERİ SONUÇLARININ TEKNİK AÇIDAN YORUMU

Elde edilen deney sonuçlarına göre kaya derine doğru “çevre gerilmesinin artmasına bağlı olarak” sağlamlaşmaktadır. Kayanın gevşeme modülünün azalması yenilmeye bağlı direnç kayıplarının azalması anlamındadır. Ayrıca deneylerde kullanılan M gurubu mermer örneklerine göre yer kabuğunun 1 km lik derinliğinden sonra gevşeme modülündeki değişim giderek azalmakta ve yaklaşık 1.6 km derinlikteki gerilme durumu için bu tip bir kayanın gevşeme modülünün sıfır olacağı (strain hardening) ortaya çıkmaktadır. Bunun anlamı sözkonusu derinliğe karşılık gelen gerilme durumunda direnç kaybı olmaksızın kaya plastik davranacaktır. Sığ derinliklerde kaya içerisinde oluşturulan yeraltı açıklıklarında stabilite bozukluklarının ani , buna rağmen derin kısımlarda ise stabilite problemlerinin açıklık civarındaki plastik zonun yeterince gevşeyerek büyümesi sonucu, kayanın özelliklerine de bağlı olarak, ortaya çıkacağı anlaşılmaktadır.

Yukarıdaki verilerden hareketle kayanın fiziksel gevşemeye (kırıklanma, örselenme) bağlı olarak direncinin önemli oranda azalmakta olduğu sonucu ortaya çıkmaktadır. Bu nedenle yeraltı açıklıklarında konverjans oluşumuna mücadele etmeksizin kazıyı takiben mümkün olan en kısa sürede sağlamlaştırma önlemlerinin alınarak ortamın üç eksenli gerilme durumuna getirilmesi boşluğun stabilitesi açısından genel bir kriter olarak dikkate alınmalıdır.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Bienawski, Z. T., 1967, Stability Concept of Brittle Fracture Propagation in Rock, Engineering Geology, 2.
- Brace, W.F., Paulding, B.W., Scholz, C., 1966, Dilatancy in the Fracture of Crystalline Rocks, J. Geophys. Res., 71.
- Bridgeman, P.W., 1949, Volume Changes in Plastic Stages of Simple Compression , J. Appl. Phys., 20.
- Crouch, S.L., 1970, Experimental Determination of Volumetric Strains in Failed Rock, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 7.
- Edmond, J. M., Paterson, M.S., 1972, Volume Changes During the Deformation of Rock at High Pressures, Int. J Rock Mech. Min. Sci. 9.
- Fenner, R., 1938, Untersuchungen zur Erkenntnis des Gebirgsdruckes, Glückauf Jg. 74, Heft 32+33.
- Kastner, H., 1949, Über den echten Gebirgsdruck beim Bau tiefliegender Tunnel, Österr. Bauzeitschr., H. 10-11.
- Mahmutoğlu, Y., 1995, Tünel Mühendisliğinde Kayanın Gevşeme Modülünün Araştırılması, İTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, Doktora Tezi.
- Rummel, F., 1975, Experimentelle Untersuchungen zum Bruchvorgang in Gesteinen, Ruhr-Univ., Bochum.
- Schmid, J., 1926, Statische Grenzprobleme in kreisförmig durchörtertem Gebirge, Springer-Verlag, Berlin.
- Scholz, C., 1968, Microfracturing and the Inelastic Deformation of Rocks in Compression, J. Geophys. Res., 73.

KÖMÜR ÇEVRE KAYAÇLARININ DAYANIM ANİZOTROPİSİ

Strength anisotropy of the coal measure rocks

Arş. Gör. Kenan ÇOLAK

Prof. Dr. Yadigar V. MÜFTÜOĞLU

Zonguldak Karaelmas Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümü, 67100, ZONG.

ÖZET

Bu bildiride, anizotropi ele alınmakta ve sedimanter kayaçların dayanımına etkisi açıklanmaktadır. Kullanılan örnekler, çatlaksız sağlam kayaç örnekleri olup, TTK Karadon Müessesesi ocaklarından alınan farklı litolojiye sahip kömür çevre kayaçlarından oluşmaktadır.

İlk olarak, ocaklardan getirilen kayaç bloklarından katmanlaşma düzlemi ile değişik açılar yapacak şekilde karotlar alınmıştır. Daha sonra bu karot örnekleri ilgili ISRM standartlarına uygun olarak hazırlanmış ve tek eksenli basınç dayanımı, üç eksenli basınç dayanımı deneyleri ile dolaylı çekme dayanımı deneyleri yapılarak, anizotropinin dayanım özellikleri üzerindeki etkisi incelenmiştir.

ABSTRACT

In this paper, anisotropy is discussed and its effect on the strength properties for the sedimentary rocks is explained. The samples used consist of intact rock samples taken from various coal measures of the TTK Karadon Colliery.

Firstly, cores were drilled at various angles with respect to bedding plane of the rock blocks gathered from the mines. Then, these core samples were prepared according to the relevant ISRM standards and uniaxial, triaxial compressive and indirect tensile strength tests were carried out in order to investigate the effect of anisotropy on the strength properties.

1. GİRİŞ

Yeraltında yapılan gerek madencilik amaçlı çalışmalarda ve gerekse diğer enerji santrali, nükleer atıkların depolanması veya askeri amaçla oluşturulan boşlukların, hem açılmaları hem de açılan boşlukların kullanım ömürleri boyunca büyük sorunlar çıkarmadan duraylı kalabilmeleri, içinde açıldıkları kaya kütlelerinin kalitesi ile yakından ilişkilidir.

Kaya kütlelerinin kalitesini belirlemek için bugüne kadar bir çok araştırmacı tarafından sınıflama sistemleri önerilmiştir. Bu sınıflama sistemlerinde kaya malzemesinin fiziksel ve mekanik özellikleri de parametre olarak yer almıştır. Kaya

kütlesi bütün olarak düşünülduğünde anizotropik davranış göstermesi kaçınılmazdır. Zira kaya malzemesi bile nadiren izotropik olmaktadır.

Sedimanter kökenli kayalar, depolanma (çökelme işlemi) esnasında tanelerin yönlenmesi ve kenetlenmesine bağlı olarak değişik özelliklere göre izotropik veya anizotropik olmaktadır. Bu tür kayalar, tabakalanma, yapraklanma veya şistozitenin bulunmasına bağlı olarak az veya çok dayanım ve deformasyon anizotropisi gösterirler. Anizotropiye neden olan faktörler;

- mineral kompozisyonu
- çimentolanma
- tane boyutu
- tanelerin konumu

olarak sayılabilir. Ayrıca suyun varlığı ve ayrışma da anizotropiye neden olabilir.

Kaya malzemesinin dayanım özelliklerinin yöne bağlı olarak değişimi birçok araştırmacı tarafından incelenmiştir: Douglas ve Voigth (1969) granitler üzerinde, Ogunsanwo (1986) şistler üzerinde, Niandou ve diğerleri (1993) şeyller üzerinde, Amadei ve Robinson (1986) kireçtaşları üzerinde, Takahashi ve Koide (1989) değişik sedimanter kayalar üzerinde, Ramamurthy ve diğerleri (1993) fillitler üzerinde benzer çalışmalar yürütmüşlerdir. Boughrarou ve diğerleri (1993) tünel çevresinde yenilme zonunun oluşmasında şekil ve gerilmelerin yanısıra anizotropinin etkisini de incelemişlerdir. Bu çalışmaları sonucunda, en önemli etkiye sahip parametrenin anizotropi olduğunu belirtmişlerdir.

Bu çalışmada, Zonguldak Taşkömür Havzasında değişik yerlerden alınmış olan kömür çevre kayaları üzerinde dayanım deneyleri yapılarak anizotropinin etkisi incelenmeye çalışılmıştır. Konu üzerindeki çalışmalar devam etmekte olup, yenilme ölçütlerine burada yer verilmemiştir.

2. ANİZOTROPİ HAKKINDA GENEL BİLGİLER

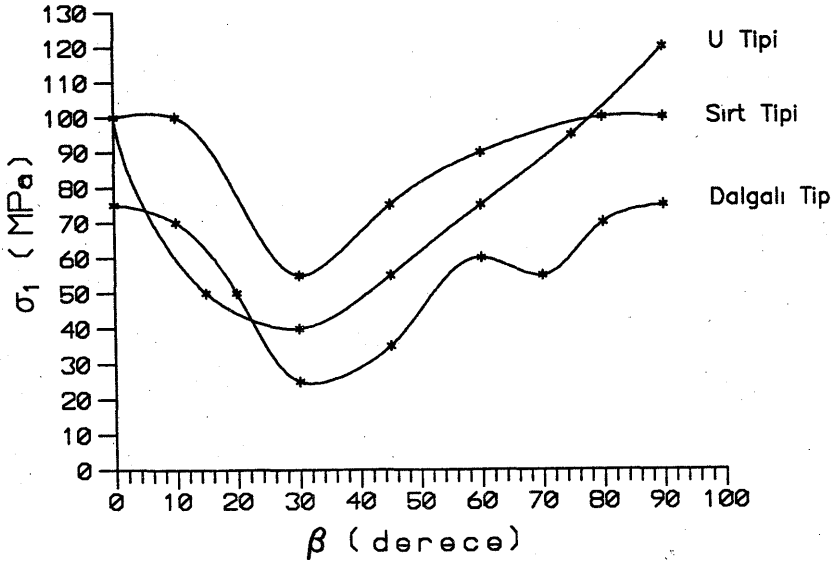
Anizotropi, malzemelerin sahip oldukları özelliklerin yöne bağlı olarak değişmesi şeklinde tanımlanabilir. Özellikle taneli malzemelerde ortaya çıkarken, malzemelerin bütün özelliklerine göre anizotropik olması gerekmez.

Sedimanter kayalar oluşumlarından kaynaklanan ve yapısal şekillenmelerine bağlı olarak doğal bir anizotropiye sahiptirler. Doğal anizotropi, kaya kütlesinin en

küçük elemanı olan kaya malzemesinin sahip olduğu fiziksel ve mekanik özelliklerinin yönsel olarak değişimine neden olur.

Sedimanter kayaçlar yataya yakın bir tabakalanma ile oluşmuşlardır. Tabakalanmaya dik yönde maksimum dayanıma ulaşırlar. Birçok araştırmada bu değerle temsil edilirler.

Kayaçlarda anizotropi, anizotropi tipi ve anizotropi oranı ile tanımlanır. Tabakalanma düzlemi ile yenilmeye neden olan maksimum gerilme arasındaki açı, konum açısı (β) olarak adlandırılır. β ile tek eksenli basınç dayanımı (σ_c) arasında çizilen eğrinin şekli anizotropi tipini belirler (Şekil 1). Bu şekle göre;



Şekil 1. σ_c - β arasında çizilen eğrinin şekline göre anizotropi tipleri

- U tipi
- Sirt (Shoulder) tipi
- Dalgali tip

olarak adlandırılır.

Anizotropi oranı ise $\beta \rightarrow 90^\circ$ 'deki tek eksenli basınç dayanımının (σ_{c90}), minimum tek eksenli basınç dayanımına (σ_{cmin}) oranı olarak belirlenir. Çizelge 1'de kayaçların anizotropi oranına göre sınıflaması sunulmuştur.

Çizelge 1. Kayaçların anizotropi oranına göre sınıflaması (Ramamurthy, 1995)

Anizotropi Oranı Rc	Sınıf	Kaya Tipi
1.0 - 1.1	İzotropik	Kumtaşı
1.1 - 2.0	Düşük Aniz.	
2.0 - 4.0	Orta Aniz.	Şeyl
4.0 - 6.0	Yüksek Aniz.	
>6.0	Çok Yüksek Aniz.	Sleyt, Fillit

Tek eksenli basınç dayanımı, kayaçlardaki anizotropinin tanımlanmasında sık sık kullanılmıştır. Fakat çekme dayanımı, Young Modülü ve Poisson oranı değerleri de anizotropinin büyüklüğünü tanımlamak için benimsenmiştir. Bu amaçla çekme dayanımı seçilirse, maksimum çekme dayanımı $\beta=0^\circ$ 'de (σ_{t0}), minimum çekme dayanımı ise $\beta=90^\circ$ 'de (σ_{t90}) görülür. Bu durumda σ_{t0}/σ_{t90} ile tanımlanan anizotropi oranı, yüksek anizotropi ile artacaktır. σ_{c0}/σ_{c90} ile σ_{t0}/σ_{t90} arasında Chemara fillitlerinde yapılan bir çalışmada lineer bir ilişki gözlenmiştir (Ramamurthy, 1995).

3. BASINÇ DAYANIMININ TAHMİNİ

Ramamurthy (1995), U tipi anizotropi söz konusu olduğunda $\beta \rightarrow 0^\circ, 30^\circ$ ve 90° 'deki tek eksenli basınç dayanımı değerlerinin bilinmesi koşulu ile diğer β değerlerindeki dayanımlarının aşağıdaki eşitlikten bulunabileceğini belirtmiştir.

$$\sigma_c = A - D [\cos 2(\beta_{\min} - \beta)] \quad (1)$$

Burada; σ_c , β konumundaki tek eksenli basınç dayanımı (MPa)

$\beta_{\min}$, dayanımın minimum olduğu açı

A, D sabit sayılardır.

A ve D'nin değerleri, bilinen $\beta \rightarrow 0^\circ, 30^\circ$ ve 90° konumlarındaki basınç dayanımı değerlerinden hesaplanabilir.

Sırt tipi anizotropi görüldüğünde Jeager'ın (1979) yaklaşımının uygun olduğu belirtilmektedir (Ramamurthy, 1995; Hoek, 1983).

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{2(c + \sigma_3 \tan \phi)}{(1 - \tan \phi \tan \beta) \sin 2\beta} \quad (2)$$

Bu eşitlikte β 'nın sifıra yaklaşması ve $(90-\phi)$ 'den daha büyük değer alması durumunda $(\sigma_1-\sigma_3)$ çok büyük değerler alır ki bu da anlamsız olur. Bu değerler için sonuç sıfır kabul edilir. Böylece bir sırt oluşturulur. $\sigma_3=0$ olduğu durumda, yukarıdaki eşitlik,

$$\sigma_c/c = \frac{2}{(1 - \tan \phi \tan \beta) \sin 2\beta} \quad (3)$$

haline dönüşür. Bu eşitliklerdeki temel sorunlar malzemeye ait c ve ϕ değerlerinin bilinmesi zorunluluğudur.

Ramamurthy ve diğerleri (1993) Mohr-Coulomb yenilme ölçütünü, lineer olmayan makaslama dayanımını gösterecek şekilde geliştirmişlerdir.

$$(\sigma_1-\sigma_3)/\sigma_3 = B_j(\sigma_c/\sigma_3)^{\alpha_j} \quad (4)$$

Burada; α_j : $(\sigma_1-\sigma_3)/\sigma_3$ ile (σ_c/σ_3) arasında çizilen eğrinin eğimidir.

B_j : $(\sigma_c/\sigma_3) = 1$ olduğunda $(\sigma_1-\sigma_3)/\sigma_3$ 'e eşit olan bir malzeme sabitidir ve 1.8 ile 3.0 arasında değer alır. Kumtaşı için 2.2 olacağı belirtilmiştir.

Herhangi bir β konumundaki σ_{cj} değeri Eşitlik 1 kullanılarak belirlenebilir. Bu kriter her türlü anizotropi için kullanılabilir. Bu kriterin avantajı iki adet üç eksenli deney ve 0° , 30° ve 90° 'lik konum açıları için tek eksenli deney gerektirmesidir (Ramamurthy, 1995).

4. LABORATUVAR ÇALIŞMALARI

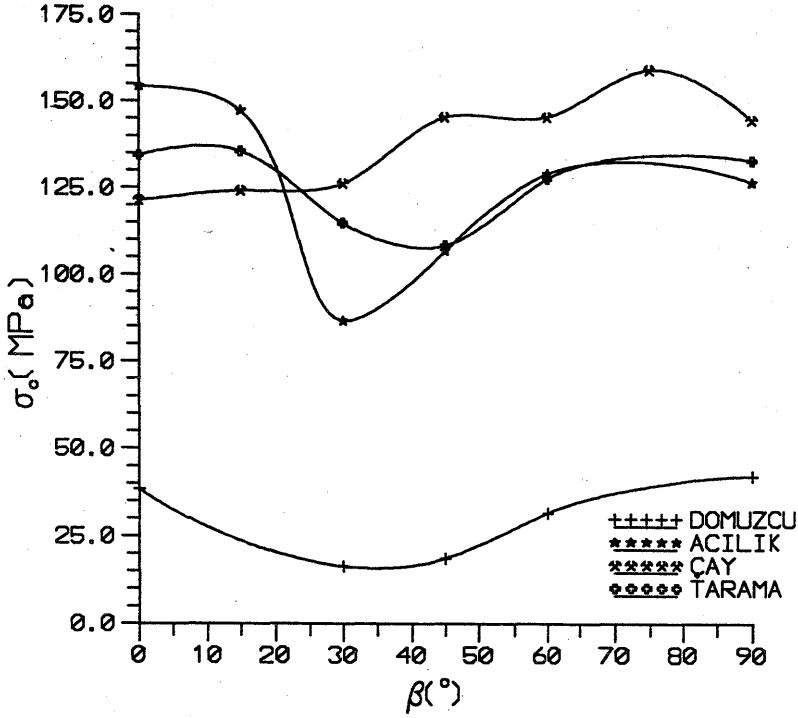
Bu çalışmada, bir silttaşı ve üç kumtaşı olmak üzere dört farklı kayaç üzerinde yapılan deney sonuçları değerlendirilmiştir. Bu kayaçlardan laboratuvar koşullarında 0° , 30° , 45° , 60° ve 90° bazen de 15° ve 75° açılarla örnekler alınmış ve ISRM standartlarına göre hazırlanan karotlar üzerinde Dolaylı Çekme (Brazilyan), Tek Eksenli Basınç ve Üç Eksenli Basınç Dayanımı deneyleri yapılmıştır. Bütün deneylerde kullanılan örnekler yaklaşık NX (53mm) çapındadır.

Üç eksenli basınç dayanımı deneylerinde en az 4 farklı yanal basınç seviyesinde deneyler yapılmıştır. Yanal basınç seviyesi 2 MPa ile 12 MPa arasında seçilmiştir. Silttaşı için 20 MPa 'a kadar çıkartılmıştır.

Brazilyan deneyinde tabakalanmaya paralel yönde alınan karotlardan hazırlanan diskler üzerinde, yenilmeye neden olan çekme gerilmesi doğrultusu ile tabakalanma düzlemi arasındaki açı dikkate alınmıştır.

4.1. Tek Eksenli Basınç Dayanımı Deney Sonuçları

Bütün kayaçlar üzerinde yapılan tek eksenli basınç dayanımı deney sonuçları Şekil 2'de sunulmuştur. Buradan da görülebileceği gibi Acılık damarı ve tarama bölgesinden alınan kayaçlarda Sırt tipi, Domuzcu damarından alınan kayaçta U tipi anizotropi görülürken Çay damarından alınan örneklerde belirgin bir anizotropi yoktur.



Şekil 2. Tek eksenli basınç dayanımının β ile değişimi

$\sigma_{c90}/\sigma_{cmin}$ oranına göre;

Domuzcu 2.58

Acılık 1.46

Tarama 1.23

Çay 1.16

olarak anizotropi oranları elde edilmiştir.

Bu sonuçlar Çizelge 1'e göre değerlendirilecek olursa; Domuzcu damarına ait çevre kayacı 2.58 ile orta anizotropi, Acılık damarına ait çevre kayacı 1.46 ile düşük

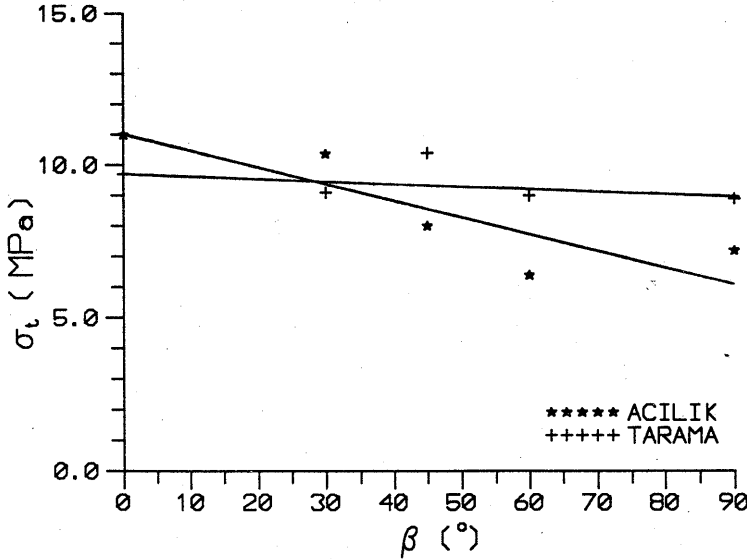
anizotropi, Taramadan alınan çevre kayacı 1.23 ile düşük anizotropi, Çay damarına ait çevre kayacı 1.16 ile izotropikliğe yakın bir anizotropi gösterdiği anlaşılmaktadır.

4.2. Dolaylı Çekme Dayanımı Deney Sonuçları

Çalışmanın bu kısmı oldukça az sayıdaki veri ile gerçekleştirilmiştir. Zira, Domuzcu damarına ait olan silttaşından yeteri kadar örnek almak mümkün olmamıştır. Bu nedenle yalnızca tek ve üç eksenli basınç dayanımı deneyleri yapılmıştır.

Çay damarına ait çevre kayacında ise, belirgin bir tabakalanma düzlemi görülmemiştir. Bu kayaç ancak yerinden alınma sırasında belirlenerek muhtemel tabakalanma yönü işaretlenmiş ve laboratuvarında karotlar buna göre alınmıştır. Ancak tabakalanmaya paralel alınan örneklerde tabakalanma doğrultusu belirlenemediğinden Brazilyan deneyi yapılmamıştır.

Diğer iki kayaçta ise elde edilen sonuçlar Şekil 3'de sunulmuştur. Buradan da görülebileceği gibi anizotropikliğe bağlı olarak çekme dayanımı değerleri β_0 'dan β_{90} 'a doğru az ya da çok azalma eğilimindedir ve β_{90} için σ_t minimum olmaktadır.



Şekil 3. Dolaylı Çekme dayanımının β ile değişimi

Bu iki tip kayaçtan;

Acılık damarına ait kayaç için çekme dayanımı anizotropisi değeri

$$\sigma_{t0}/\sigma_{t90} = 1.53$$

Taramadan alınan kayaç için ise,

$$\sigma_{t0}/\sigma_{t90}=1.09 \quad \text{olarak elde edilmiştir.}$$

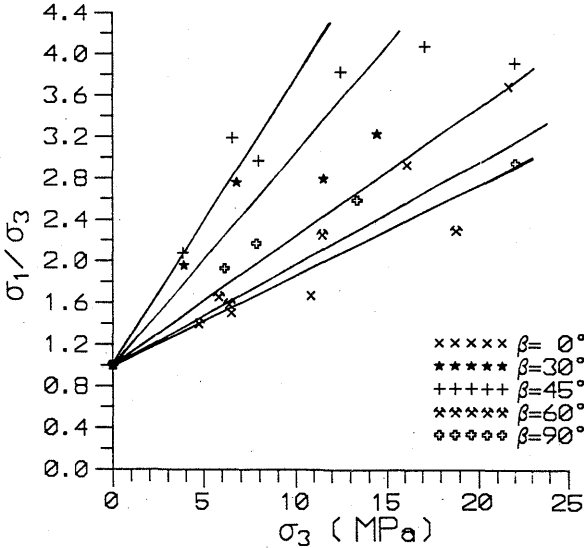
Bu kayaçlardan anizotropikliği nispeten yüksek olan Acılık damarına ait kayaçta oran biraz daha yüksek çıkmaktadır.

4.3. Üç Eksenli Basınç Dayanımı Deney Sonuçları

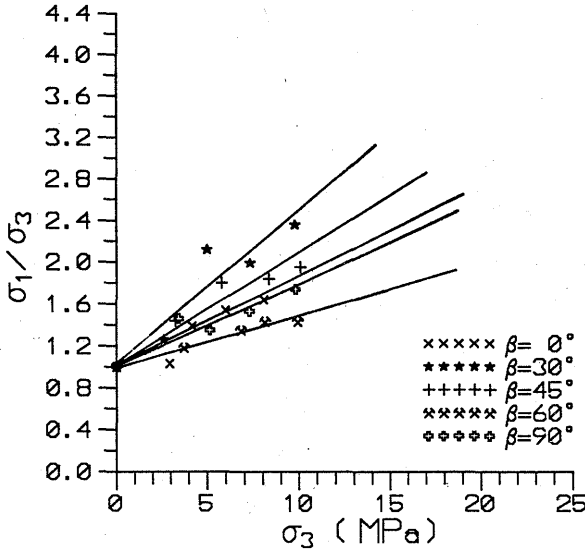
Bu çalışmada üç kayaç için yapılmış olan deney sonuçları (σ_1/σ_3)'e karşı σ_3 olacak şekilde β ile değişimler Şekil 4, 5 ve 6'da gösterilmiştir.

Bu şekiller incelendiğinde anizotropikliğe bağlı olarak $\sigma_1/\sigma_3 = 1$ noktasından geçen (β değerlerini gösteren) ışınların açıldığı veya birbirine doğru kapandığı görülmektedir. Yine bu ışınlar (σ_1/σ_3)'ün maksimum yaptıkları β değeri ışınları ile sınırlanmaktadır. Bu sonuçlar tek eksenli basınç dayanımı deney sonuçları ile de uyumludur. Örneğin Domuzcu damarına ait kayaçta σ_c , 40-45 derece arasında minimum yapmaktadır. Şekil 4'den görülebileceği gibi ışınlar $\beta=45^\circ$ ile sınırlanmaktadır.

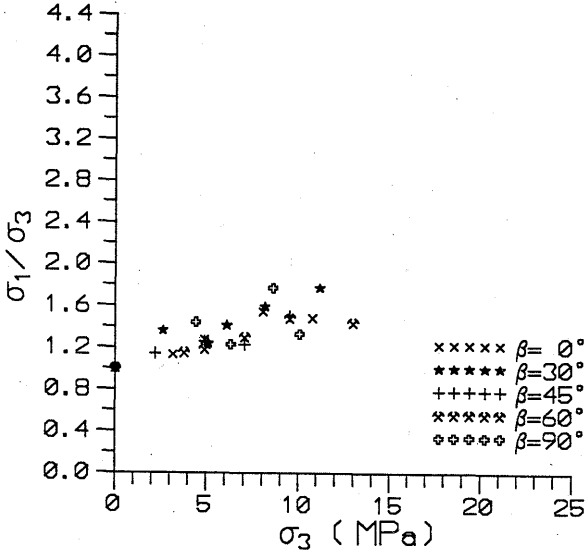
Diğer kayaçlarda ise; Acılık damarına ait kayaçta $\beta=30^\circ$ ile sınırlanmakta ve ışınlar birbirine doğru yaklaşmaktadır. Çay damarında ise ışınlar iyice birbirine yaklaşmıştır. Bu durumda, ışınların açılması ile anizotropikliğin arttığı, ışınların kapanması ile de azaldığı söylenebilir.



Şekil 4. Domuzcu damarına ait kayaçta üç eksenli deney sonuçları



Şekil 5. Acılık damarına ait kayada üç eksenli deney sonuçları



Şekil 6. Çay damarına ait kayada üç eksenli deney sonuçları

5. SONUÇLAR

Bu çalışmada 4 farklı yerden alınan sedimanter kayalar üzerinde yapılan deney sonuçları sunulmuştur. Buna göre;

- Kayaçlar düşük ve orta derecede anizotropiklik göstermektedirler.
- Dayanımların minimum olduğu β değeri $30^\circ - 40^\circ$ arasındadır.
- Kumtaşlarında sırt tipi, çamurtaşında ise U tipi anizotropi görülmektedir.
- Anizotropikliğe bağlı olarak çekme dayanımı değerlerinde β_0 'dan β_{90} 'a doğru bir azalma görülmektedir.
- Değişik β değerlerinde σ_1/σ_3 karşı σ_3 değerlerine göre çizilen eğrilerde anizotropinin etkisi ışınların açılması veya kapanması şeklinde görülmektedir.

KAYNAKLAR

- Amadei, B. and Robinson, M.J., 1986, Strength of rock in multiaxial loading conditions, 27th US. Symp. on Rock Mech., pp. 47-55.
- Boughrarou, R., Reddish, D.J. and Whittaker, B.N., 1993, Effects of shape, rock anisotropy and stress field upon the development of yield zones around tunnels in rock, Proc. of the Int. Symp. on Ass. and Prevention of Failure Phenomena In Rock Eng., Edited by A.G. Paşamehmetoğlu et al., Balkema, Rotterdam, pp. 215-222.
- Douglass, P.M. and Voight, B., 1969, Anizotropy of Granites: A reflection of microscopic fabric, Geotechnique, 19, pp. 376-398.
- Jeager, J.C. and Cook N.G.W., 1979, Fundamentals of Rock Mechanics, Chapter 4, Chapman and Hall, London.
- Hoek, E., 1983, Strength of jointed rock masses, Geotechnique, 33, pp. 187-223.
- Niandou, H., Shao, J.F. and Henry, J.P., 1993, Anizotropic yield and failure of shale, Proc. of the Int. Symp. on Ass. and Prevention of Failure Phenomena in Rock Eng., Edited by A.G. Paşamehmetoğlu et al., Balkema, Rotterdam, pp. 107-112.
- Ogunsanwo, O., 1986, Influence of angle of inclination of schistosity planes on the geotechnical properties of schist saprolit, Engineering Geology, 23, pp. 137-143.
- Ramamurthy, T., 1995, Strength and Modulus responses of anizotropik rocks, Comprehensive Rock Engineering, Vol. 1, Chapter 13, pp. 285-312.
- Ramamurthy, T., Rao, G.V. and Singh, J., 1993, Engineering behaviour of phyllites, Engineering Geology, 33, pp. 209-225.
- Takahashi, M. and Koide, H., 1989, Effect of the intermediate principal stress on strength and deformation behavior of sedimentary rocks at the depth shallower than 2000 m., Rock at Great Depth, Balkema, Rotterdam, pp. 19-26.

HOEK-BROWN YENİLME ÖLÇÜTÜNÜN GELİŞİMİ

Evolution of the Hoek-Brown Failure Criterion

Hasan GERÇEK

ZKÜ Mühendislik Fakültesi, Maden Mühendisliği Bölümü, Zonguldak

ÖZET

Bu bildiri Hoek-Brown görgül yenilme ölçütünün gelişimini gözden geçirmektedir. İlk olarak, ölçütün iki ve üç boyutlu türleri ve ölçütte yer alan dayanım sabitlerinin gelişimi özetlenmiştir. Ayrıca, ölçütün kaya mühendisliğindeki tasarım uygulaması örnekleri ve yanlış kullanımıyla ilgili önemli hususlar verilmiştir. Son olarak, ölçüt ile ilgili sorunlar tartışılmış ve ölçütün geleceğine yönelik kestirimler sunulmuştur.

ABSTRACT

This paper reviews the evolution of the Hoek-Brown empirical failure criterion. Firstly, a brief history of the criterion is told. Then, the evolution of its two- and three-dimensional versions and strength constants appearing in the criterion is summarized. In addition, examples of the design applications of the criterion in rock engineering and important considerations regarding its misuses are given. Finally, the problems associated with the criterion are discussed and predictions are presented on its future.

1. GİRİŞ

İlk kez 1980 yılında önerilen Hoek-Brown görgül yenilme ölçütü, kaya mekaniğinin birçok alanlarında bulunduğu uygulamalar sayesinde 80'li yılların bu bilim dalındaki en dramatik gelişmelerinden birisi olmuştur. Ölçütün kaya malzemesine olduğu kadar, kaya kütlelerine de uygulanabilir olması, farklı kökenli kaya türlerine ve çeşitli nitelikteki kaya kütlelerine ait dayanım sabitlerinin çizelgeler ve görgül bağıntılar ile verilmesi, çoğu zaman sınırlı verilerle çalışma durumunda olan tasarımcıya çok çekici gelmektedir. Ölçüt, yapısal kaya mekaniğinde yeraltı ve yerüstü kaya yapılarının duraylılığıyla ilgili matematiksel ve sayısal çözümlemelerde yaygın olarak kullanılmaktadır.

Ancak, ölçütün bu kadar gözde olmasına karşılık, ölçüt ile ilgili bilgilerin dağınıklığı ve zaman içinde değişikliklere uğraması, bazen karışıklıklara ve amacını aşan uygulamalara yol açmaktadır. Bugün, kaya mekaniği ile ilgili yayınlarda Hoek-Brown yenilme ölçütünün özgün, değiştirilmiş, genelleştirilmiş, basitleştirilmiş ve geliştirilmiş sınıflarını taşıyan en az beş değişik türü ile karşılaşmak mümkündür. Ayrıca, ölçütün ayrılmaz parçası olan dayanım sabitlerinin kaya türlerine ve kaya kütlesi niteliğine bağlı olarak değerlerini veren çizelge ve bağıntıların çeşitliliği, durumu daha da zorlaştırmaktadır.

Bu bildiride, ölçütün kullanıcılarına yararlı olabilecek bazı derlenmiş bilgiler sunularak, ölçütün bugüne kadar geçirdiği aşamalar çeşitli yönleriyle irdelenmektedir.

2. ÖLÇÜTÜN GELİŞİMİ

2.1 Tarihçe

Ölçüt, ilk defa, 1980'de yayımlanan Underground Excavations in Rock (Hoek ve Brown, 1980a) kitabında geniş bir şekilde tanıtılarak kaya mekanikçilerin kullanımına sunulmuştur. Kitabın yaklaşık 50 sayfalık 6. bölümü tamamen ölçüte ayrılmış olup, ölçütün geliştirilmesiyle ve özellikleriyle ilgili bilgiler çok yönlü ve detaylı olarak anlatılmaktaydı. Kitapta, sonraki bölümlerde de ölçüte değiniliyordu. Özellikle, kaya-tahkimat etkileşimi çözümlemesinin verildiği 8. bölümde, ölçütün tahkimat tasarımı amacıyla kullanımının çok sayıda örneklerle gösterilmesi, ölçütün potansiyelini vurgulayan ilk uygulamalar sayılabilir. Aynı yıl, Amerikan İnşaat Mühendisleri Derneği'nin (ASCE) Journal of the Geotechnical Engineering Division dergisinde ölçütü tanıtan bir makale (Hoek ve Brown, 1980b) yayımlandı. Makale, genelde, kitaptaki bilgilerin geniş bir özeti şeklindeydi.

Ölçüt ile ilgili diğer bir kilometre taşı, Hoek'un 1 Mart 1983 tarihinde Britanya Jeoteknik Derneği'nin (British Geotechnical Society) geleneksel "Rankine Konferans"ının 23.sünde sunduğu daha sonra da Géotechnique dergisinde bir makale (Hoek, 1983) olarak yayımlanan konuşmadır. Makalede, önceki yayınlarda verilen bilgilere ek olarak, ölçüt ile ilgili yeni yorumlar sunulmaktaydı. Özellikle dikkati çeken, ölçütün σ - τ uzayındaki parabolik Mohr yenilme zarfının matematiksel tanımlanmasında yeni bağıntıların kullanılmasıydı. Ayrıca ölçütün kaya kütleli dayanımının kestirimi amacıyla bazı mühendislik tasarımlarına uygulanması örnekleri de sunuluyordu.

Sonraki yıllarda, ölçüt ile ilgili önemli bir gelişme de yazarların 15. Kanada Kaya Mekanik Sempozyumu'nda sundukları bir bildiri (Hoek ve Brown, 1988) ile ortaya çıkmıştır. Bildiride, ölçütün o güne kadar kullanımı ile oluşan bilgi ve deneyim birikimi özetleniyordu. En çarpıcı gelişme, ölçütte yer alan dayanım sabitlerinin çeşitli kalitedeki kaya kütleleri için kestirimi amacıyla bir dizi görgül bağıntının sunulmasıydı. Bu yayında dikkati çeken bir diğer önemli nokta da ölçütün uygulanabilirlik koşulları ile uygulamalarda dikkat edilmesi gereken hususların önemle vurgulanmasıydı.

Ölçüt 10. yılını doldururken, Hoek'un yayımladığı bir teknik notta (Hoek, 1990), ölçüt yardımıyla Mohr-Coulomb dayanım parametrelerinin kestirimi için bağıntılar sunuluyordu.

1992 ölçüt için değişim sürecinin başlangıcı sayılabilir. Aslında, ölçüt için daha önce de bir takım değişiklikler önerilmişti; ancak, ilk defa ölçütü geliştirenlerden biri bu değişiklik önerisine katılıyordu. Eurock'92 ISRM Sempozyumu'nda sunulan bir bildiride (Hoek ve diğ., 1992), ölçütün eklemli kaya kütleleri için değiştirilmiş bir şekli tanıtılıyordu. Önerilen değişiklik sonucu; ölçütün eklemli kaya kütlesi için kestirdiği tek eksenli çekme dayanımı (dolayısıyla da tek eksenli basınç dayanımı) sıfır oluyor, ölçüt minimum asal gerilmenin negatif olması durumunda uygulanamıyor, baştan beri korunan karekök parabolü değişikliğe uğruyordu. Bildiride ayrıca dayanım sabitleri için önerilen değerler çizelgeler halinde veriliyordu.

Son olarak, 1995 başında yayımlanan Support of Underground Excavations in Hard Rock (Hoek ve diğ., 1995) adlı kitabın 8. bölümünde ölçüt en genel şekliyle sunuluyordu. Aslında, bu genel şekil hem özgün hem de değiştirilmiş ölçütü içeriyordu; öyle ki, kaya kütlesi oldukça düşük kalitede olmadıkça tek eksenli dayanımlar korunuyordu. Kitapta, çeşitli kaya türlerine ait malzeme dayanımı sabiti bir çizelgede ve kaya kütlelerine ait dayanım sabitleri de bir dizi görgül bağıntıyla verilmekteydi.

2.2 İki Boyutlu Hoek-Brown Ölçütleri

Hoek ve Brown (1980a, 1980b), geliştirdikleri görgül ölçütün şu koşulları sağlamasını hedeflemişlerdi:

- Ölçüt, laboratuvar dayanımı verileriyle uyumlu olmalıydı.
- Ölçüt, mümkün olduğunca boyutsuz parametrelere bağlı basit bağıntılarla ifade edilmeliydi.
- Ölçüt, eklemli kaya kütlelerinin yenilmesine yönelik uygulamaya olanaklarını da sunmalıydı.

Kaya ile ilgili çatlak mekaniğinin deneysel ve kuramsal yönlerindeki deneyimlerine dayanan Hoek ve Brown (1980a, 1980b), özgün Griffith (1924) kuramıyla iyi bir uyum gösterecek bir takım parabolik eğrileri denemişlerdir. Özellikle üzerinde durulan, basınç gerilmeleri altındaki gevrek kayalarda gözlenen yenilme koşullarına uyan bir ilişkiydi. Vurgulanan diğer bir husus da ölçütün geliştirilmesinde “deneme-yenilme” yaklaşımının kullanılmış olmasıydı.

Görgül Hoek-Brown ölçütünün “özgün” şekli aşağıda sunulmuştur (Hoek ve Brown, 1980a, 1980b; Hoek, 1983):

$$\sigma_1' = \sigma_3' + (m\sigma_c\sigma_3' + s\sigma_c^2)^{1/2} \quad (1)$$

Burada; σ_1' ve σ_3' , sırasıyla, yenilme anındaki asal etkin gerilmeler; σ_c sağlam kaya malzemesinin tek eksenli basınç dayanımı; m ve s de boyutsuz malzeme dayanımı sabitleridir. Bu bağıntının, asal gerilmeler ve σ_c cinsinden yazılan özgün Griffith (1924) ölçütüne olan benzerliği aşağıdaki bağıntıda açıkça görülebilir.

$$\sigma_1 = \sigma_3 + (2\sigma_c\sigma_3 + 0.25\sigma_c^2)^{1/2} + 0.5\sigma_c \quad (2)$$

Ölçütün 1992’de eklemli kaya kütleleri için önerilen “değiştirilmiş” şekli,

$$\sigma_1' = \sigma_3' + \sigma_c (m_b \sigma_3' / \sigma_c)^a \quad (3)$$

bağıntısıyla verilmekte olup, m_b ve a kaya kütlelerinin yapısına ve eklem yüzeylerinin durumuna bağlı görgül dayanım sabitleridir (Hoek ve diğ., 1992).

Ölçütün en son “genelleştirilmiş” şekli de aşağıda sunulmuştur (Hoek ve diğ., 1995):

$$\sigma_1' = \sigma_3' + \sigma_c (m_b \sigma_3' / \sigma_c + s)^a \quad (4)$$

Bu bağıntıdaki m_b , s ve a dayanım sabitleri kaya kütle kalitesine bağlı olarak değişiklikler göstermektedir. Bu bağıntı, aslında, ilk defa Pan ve Hudson (1988) tarafından önerilmiştir.

2.3 Üç Boyutlu Hoek-Brown Ölçütleri

Elasto-plastik gerilme ve duraylık çözümlemelerinde Hoek-Brown yenilme ölçütünün gerilme değişmezleri cinsinden yazılmış üç boyutlu şekli kullanılmaktadır (Pan ve diğ., 1989; Pan ve Hudson, 1991).

$$-2 J_2^{1/2} \cos\theta = \{m\sigma_c [-J_2^{1/2} (\sqrt{3} \cos\theta + \sin\theta) / \sqrt{3} + I_1 / 3] + s\sigma_c^2\}^{1/2} \quad \text{veya} \quad (5.a)$$

$$4 (J_2 / \sigma_c) \cos^2\theta + m J_2^{1/2} (\sqrt{3} \cos\theta + \sin\theta) / \sqrt{3} - m I_1 / 3 - s\sigma_c = 0. \quad (5.b)$$

Burada; I_1 , gerilme tansörünün birinci değişmezi; J_2 , sapırtıcı (deviatoric) gerilme tansörünün ikinci değişmezi; θ ise Lode açısı olup,

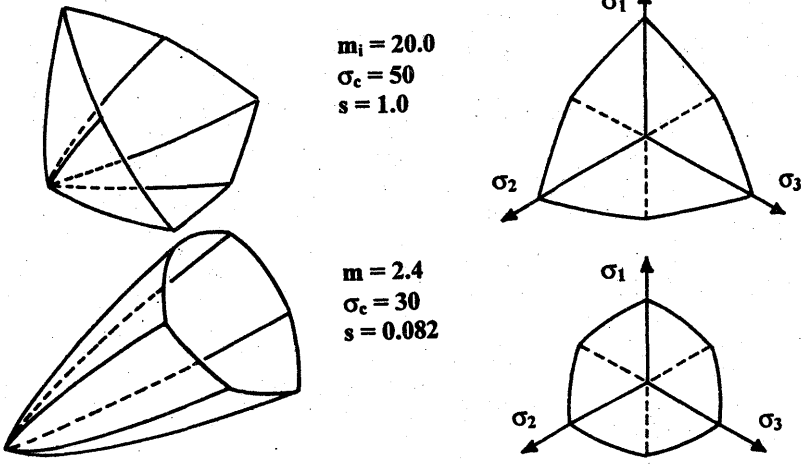
$$\theta = [\arcsin (-1.5 \sqrt{3} J_3 / J_2^{3/2})] / 3 ; \quad -\pi/6 \leq \theta \leq \pi/6 \quad (6.a)$$

bağıntısıyla verilmektedir. J_3 , sapırtıcı gerilme tansörünün üçüncü değişmezidir. Gerilme değişmezleri de asal gerilmeler cinsinden aşağıda verilmektedir.

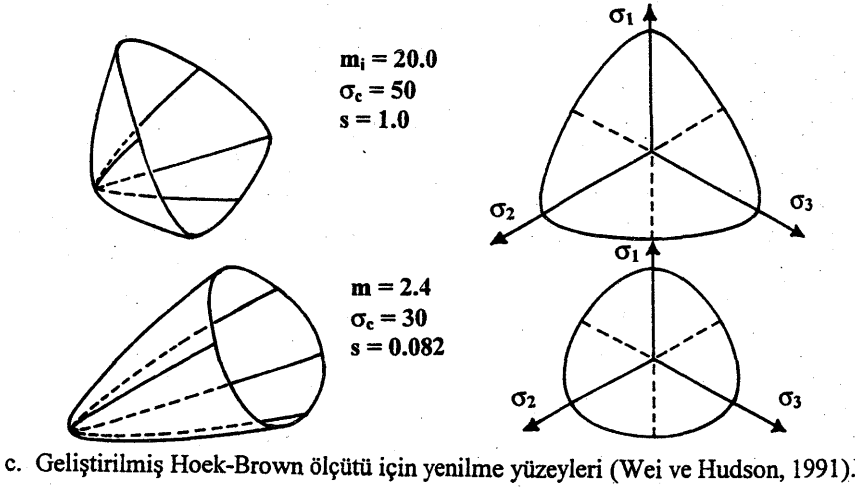
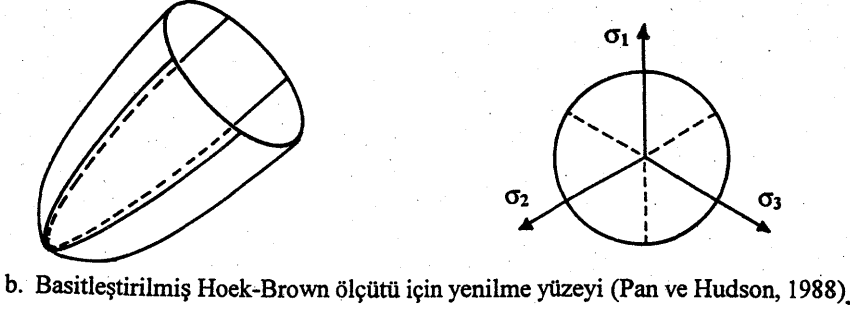
$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (6.b)$$

$$J_2 = [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] / 6 \quad (6.c)$$

$$J_3 = (\sigma_1 - I_1 / 3) (\sigma_2 - I_1 / 3) (\sigma_3 - I_1 / 3) \quad (6.d)$$



a. Özgün Hoek-Brown ölçütü için yenilme yüzeyleri (Wei ve Hudson, 1991).



Şekil 1. Hoek-Brown ölçütlerinin tanımladığı yenilme yüzeylerinin asal gerilmeler uzayındaki görünüşleri ve oktahedral düzlem üzerindeki izleri.

Yukarıdaki (5) bağıntısıyla verilen ölçütün asal gerilmeler uzayında tanımladığı yenilme yüzeyi altı yüzlü mermi görünümündedir (Şekil 1.a). Yüzeyin oktahedral düzlemindeki izi, altı adet parabolik yaydan meydana gelmiş bir altıgendir (Şekil 1.a). Eğrisel kısımların kesim noktaları olan altıgenin köşeleri, tıpkı Tresca ya da Mohr-Coulomb ölçütlerinde olduğu gibi tekillik (singularity) oluşturmaktadır. Bu tip yüzeyler, elasto-plastik analizlerde sıkıntı yaratmaktadır.

Ölçütün tanımladığı yüzeyin tekillik noktaları içermemesi için bazı matematiksel düzenlemeler yapılarak, her noktasında türevi olan düzgün yüzeyler elde edilmeye çalışılmıştır. Bunlardan biri Pan ve Hudson (1988) tarafından önerilen “basitleştirilmiş” üç boyutlu Hoek-Brown ölçütüdür. Ölçüt,

$$3 J_2 + m\sigma_c [0.5 (3 J_2)^{1/2} - I_1 / 3] - s\sigma_c^2 = 0 \quad (7)$$

bağıntısıyla verilmektedir. Bu bağıntının asal gerilmeler uzayında tanımladığı yüzey dairesel kesitli bir paraboloid olmaktadır (Şekil 1.b). Bu yüzey, özgün ölçütün tanımladığı kavisli altıgenin dış ve iç köşelerinin arasından geçen ortalama bir yüzeydir.

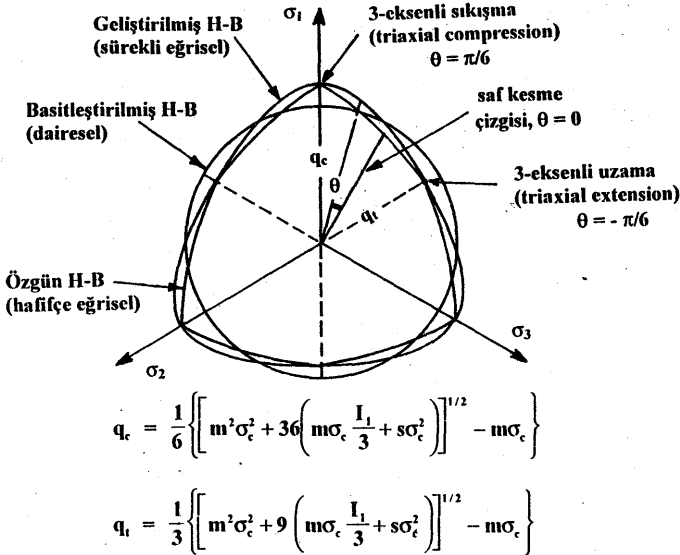
Diğer bir yaklaşım da Wei ve Hudson (1990, 1991) tarafından önerilmiştir. Bu yaklaşımda, özgün ölçütün tanımladığı altıgenin köşelerinden geçen sürekli bir eğrisel yüzeyi veren “geliştirilmiş” üç boyutlu Hoek-Brown ölçütü kullanılmaktadır. Ölçüt,

$$(3J_2)^{1/2} q_q^{1/n} - (m^2\sigma_c^2 / 36 + s\sigma_c^2 + m\sigma_c I_1 / 3)^{1/2} + m\sigma_c / 6 = 0 \quad (8.a)$$

$$q_q = [(1+1/k^n) - (1 - 1/k^n) \sin 3\theta] / 2 \quad (8.b)$$

$$k = 2 (1 + 9p_p)^{1/2} / (1 + 36p_p)^{1/2} \text{ ve } p_p = s / m^2 - I_1 / (3m\sigma_c) \quad (8.c)$$

bağıntılarıyla tanımlanmaktadır. Yukarıdaki bağıntılarda $n=4.2$ alınması ile $0.609 \leq k \leq 1.0$ olmasının sağlanacağı veya $I_1 / 3 \geq (0.05184332 - s / m^2) m\sigma_c$ sağlanamıyorsa, $k=0.609$ olarak alınması önerilmektedir (Wei ve Hudson, 1991). Geliştirilmiş ölçütün tanımladığı yenilme yüzeyi ve oktahedral düzlemdaki tipik izi Şekil 1.c’de gösterilmiştir. Ölçütün üç boyutlu türlerinin karşılaştırması da Şekil 2’de sunulmuştur.



Şekil 2. Üç boyutlu Hoek-Brown (H-B) ölçütlerinin tanımladıkları yenilme yüzeylerinin oktahedral düzlem üzerindeki izlerinin karşılaştırılması (Wei ve Hudson’dan [1991] değiştirilerek).

3. DAYANIM SABİTLERİNİN GELİŞİMİ

3.1 Genel Bilgiler

Hoek-Brown yenilme ölçütünün kullanımı ancak dayanım sabitlerinin (m , s ve σ_c) bilinmesiyle mümkündür. Bilindiği gibi, sağlam (çatlaksız) kaya örnekleri için görgül dayanım sabitleri $m=m_i$ ve $s=1$ değerlerini, eklemlı kaya örneklerinde ise niteliğe bağılı olarak $m<m_i$ ve $s<1$ değerlerini almaktadır. Diğer sabit σ_c ise çok yaygın kullanımı ve kolayca belirlenebilmesi ya da kestirilebilmesi nedeniyle ölçütün temel ölçüm birimi olarak benimsenmiştir (Hoek, 1983). Bu sabitler, sağlam ya da eklemlı kaya kütleleri üzerinde yapılan üç eksenli basınç veya doğrudan kesme dayanımı deney sonuçlarının istatistiksel olarak değerlendirilmesiyle elde edilmektedir. Bu amaçla izlenecek yaklaşımın en son şekli Hoek ve Brown (1988) tarafından özetlenmektedir.

Ölçüt geliştirilirken, ölçütte yer alan görgül sabitler ile kayanın fiziksel özyapısı arasında temel bir ilişki gözetilmemiştir (Hoek ve diğ., 1995). Ancak bu sabitlerin aldığı değerlerini kayacın türü ve/veya yapısal özelliklerinden etkilendiği görülmektedir.

Eğri uyarılama değıştirgesi (parametresi) olarak tanımlanan m , Hoek ve Brown'a (1980b) göre, dayanım zarfının eğriliğini kontrol etmektedir; sağlam kayacda tanecikler arası (eklemlı kayada ise bloklar arası) sürtünmeye ve kilitlenme derecesine bağılıdır. Diğer sabit s 'nin değışimi, dayanım zarfının gerilmeler uzayında (eğriliğı fazla değışmeden) ötelenmesine yol açmaktadır. Eklemlı kayada s 'nin değeri, taneler/bloklar arası çekme dayanımı ve kilitlenme derecesinden etkilenmekte olup, tamamen kırılmış kaya için sıfır olmaktadır.

Hoek-Brown dayanım parametrelerinden yola çıkılarak, Mohr-Coulomb ölçütüne göre görünür ya da anlık içsel sürtünme açısı ve kohezyon değerlerinin kestirimi için bir dizi bağıntı Hoek (1990) tarafından verilmektedir. Bunun tersi bir yaklaşım da Mahtab (1992) tarafından sunulmuştur.

3.2 Kaya Malzemesi İçin Dayanım Sabitleri

Sağlam ($s=1$) olan kaya örnekleri üzerinde yapılan dayanım deneylerinin sonuçları, doğru uyarılması (linear regression) istatistiksel yaklaşımı ile değerlendirilerek m_i ve σ_c sabitleri kolayca hesaplanabilmektedir. Çok farklı kayac türleri için çeşitli kaynaklarda rapor edilen m_i değerlerinin bir derlemesi Çizelge 1'de sunulmaktadır. Son zamanlarda, üç eksenli basınç deneyi sonuçlarının en güvenilir şekilde yorumlanmasına yarayan yalnızca yansıma (simplex reflection) istatistik yönteminin kullanılması önerilmektedir (Shah ve Hoek, 1992; Hoek ve diğ., 1995). Yöntem, doğrusal olmayan bir yenilme ölçütünün, doğru uyarılması yaklaşımıyla laboratuvar deneyi sonuçlarına uydurulmasının sakıncalarını ortadan kaldırmaktadır. Sağlam ya da eklemlı kaya örneklerine ait deney verilerine aynı kolaylıkla uygulanabilen yöntemin (Çizelge 2) dayanım sabitlerinin daha iyi kestirimini sağladığı vurgulanmaktadır (Shah ve Hoek, 1992).

3.3 Kaya Kütleli için Dayanım Sabitleri

Malzeme dayanımı sabitlerinin kaya kütleli için alacağı değerlerin kestirimiyle ilgili ilk yaklaşım, bilindiğı gibi, Papua Yeni Gine'deki Bougainville yerüstü bakır işletmesine ait Panguana andeziti üzerinde Jaeger tarafından yapılmış deney verilerine dayanmaktadır. Hoek ve Brown (1980a, 1980b), doğal eklemler içeren kaya örnekleri üzerinde yapılmış, üç eksenli basınç dayanımı deneylerinin sonuçlarını istatistiksel

Çizelge 1. Çeşitli kayaç türleri için m_i değerleri.

Kayaç Türü	m_i (aralık/not)	Kaynak	Kayaç Türü	m_i (aralık/not)	Kaynak
Aglomera	20*	[1]	Kiltaşı	4	[1]
Amfibolit	31	[1]		18.4 (7.1-17.4)	[5]
	25.1 (21.8-24.8)	[2]	Kireçtaşı	8 (mikritik)	[1]
Andezit	19	[1]		10 (sparitik)	[1]
	6.2	[3]		5.4 (3.2-14.1)	[2]
Anhidrit	13	[1]		7.5 (5.9-14.4)	[3]
Bazalt	17*	[1]	Konglomera	22*	[1]
	3.5	[3]	Kömür	(8-21)*	[1]
Breş	20* (tortul)	[1]	Kumtaşı	19	[1]
	18* (volkanik)	[1]		14.3 (6.4-27.3)	[2]
Çamurtaşı	7.3 (7.3-11.1)	[2]		21.0 (6.8-22.8)	[3]
Çört	20.3	[2]		13.2 (7.4-25.5)	[5]
	19.3	[4]	Kuvarsit	24	[1]
Dasit	17*	[1]		16.8 (14.1-23.3)	[2]
Diyabaz	19.9	[3]		6.8	[3]
Diyorit	28*	[1]	Kuvarşlı diyorit	23.4 (20.2-23.8)	[2]
	5.9	[3]		12.7	[3]
Dolerit	19*	[1]	Lamprofir	7.4	[3]
	15.2 (10.7-15.1)	[2]	Mermer	9	[1]
Dolomit	6.8 (5.9-8.0)	[2]		10.6 (5.9-11.7)	[2]
	10.1	[4]	Migmatit	30*	[1]
Fillitler	10*	[1]	Milonitler	6*	[1]
Gabro	27	[1]	Norit	22	[1]
	23.9 (17.3-22.9)	[2]		23.2	[2]
Gnays	33	[1]	Obsidiyen	19*	[1]
	24.5 (21.2-29.8)	[2]	Riyolit	16*	[1]
	3.9	[3]		3.3	[3]
Granit	33	[1]	Silttaşı	9	[1]
	27.9 (20.8-32.8)	[2]		7.4 (3.9-9.1)	[5]
	24.5	[3]	Sleyt	9	[1]
Granodiyorit	30*	[1]		11.4	[4]
	10.2	[3]	Şeyl	14.1 (6.1-20.5)	[5]
Grovak	18*	[1]	Şistler	10*	[1]
Hornfels	19*	[1]	Tebeşir	7	[1]
Jips	16	[1]	Tüf	15*	[1]
				7.3 (aglomeralaşmış)	[3]

* Tahmin edilmiş değer

[1] Hoek ve diğ. (1995)

[2] Hoek ve Brown (1980a)

[3] Bétournay ve diğ. (1991)

[4] Hoek ve diğ. (1992)

[5] Gerçek ve Müftüoğlu (1993)

olarak değerlendirerek bir dizi m ve s değeri elde etmiştir. Ayrıca, her deney grubuna ait eklemli örneklerin, kaya kütlesi puanı (RMR) (Bieniawski, 1976) ve tünellilik niteliği indeksine (Q) (Barton ve diğ., 1974) göre yaklaşık değerleri belirlenmiştir. Bu şekilde elde edilen ilişkiler temel alınarak, m ve s değerlerindeki değişimler kaya kütlesi niteliğindeki (ve dolayısıyla da dayanımındaki) farklılaşmaları yansıtabilecek şekilde çizelgeler oluşturulmuştur (Hoek ve Brown, 1980a, 1980b; Hoek, 1983). Bu çizelgelerde önerilen değişimlerin istatistiksel çözümlenmesi sonucu elde edilen üstel ilişkiler Çizelge 3'ün ilk satırında sunulmuştur.

Çizelge 2. Doğru uyarlama (linear regression) yaklaşımı ve yalınca yansıma (simplex reflection) tekniği ile belirlenen dayanım sabitlerinin karşılaştırması.

Kaya Tipi (Kaynak)	Doğru Uyarlaması			Yalınca Yansıma		
	m	s	σ_c (MPa)	m	s	σ_c (MPa)
Tennessee Mermeri (Shah ve Hoek, 1992)	5.7	1.0	133.9	5.5	1.0	135.0
Kömür, Maura Madeni, Avustralya (Medhurst ve diğ., 1995)	17.7	1.0	27.3	19.5	1.0	25.8
Bazalt, eklemli (Shah ve Hoek, 1992)	22.3	0.0042	19.8	21.8	0.0323	54.8

Çizelge 3. Hoek-Brown ölçütündeki m ve s sabitleri için önerilen görgül bağıntılar.

Kaynak	m / m _i	s
Hoek ve Brown (1980a)	$\sim \exp[(RMR-97.4)/13.8]^*$	$\sim \exp[(RMR-100.6)/6.5]^*$
Priest ve Brown (1983)	$\exp[(RMR-95)/13.4]$	$\exp[(RMR-100)/6.3]$
Hoek ve Brown (1988)		
rahatsız edilmemiş kaya kütleleri	$\exp[(RMR-100)/28]$	$\exp[(RMR-100)/9]$
rahatsız edilmiş kaya kütleleri	$\exp[(RMR-100)/14]$	$\exp[(RMR-100)/6]$
Kalamaras ve Bieniawski (1995), kömür damarı	$\exp[(RMR-100)/21]$	$\exp[(RMR-100)/15]$

* Kaynakta verilen çizelgelerden türetilen istatistiksel ilişkiler ($r = 0.998$)

Aslında, m/m_i ve s'nin RMR'nin üstel işlevleri olarak değişimini ilk defa ortaya atan Priest ve Brown (1983) olup, aynı yaklaşım Hoek ve Brown (1988) tarafından rahatsız edilmiş/edilmemiş kaya kütleleri için ikiye bölünmüş bağıntı verilerek yapılmıştır (Çizelge 3). Ancak, Hoek ve Brown (1988) RMR'nin belirlenmesinde; Bieniawski'nin 1974'deki puanlama çizelgesinin kullanılmasını, yeraltı suyu koşulları için "tamamen kuru" (10 puan) ve eklem takımının konumu için "en uygun" (0 ceza puanı) değerlendirmesinin yapılmasını önermektedir. RMR değerinin kestiriminde, Bieniawski'nin (1976) önerdiği

$$RMR = 9 \ln Q + 44 \quad (9)$$

bağıntısının kullanılması durumunda; Q hesaplanırken, eklem suyu indirgeme faktörü (J_w) için "kuru" (1 puan) ve gerilme indirgeme faktörü (SRF) için "orta gerilme" (1 puan) değerlendirmelerin yapılması önerilmektedir.

Kalamaras ve Bieniawski (1995) de kömür damarları için benzer bağıntılar önermiştir (Çizelge 3).

Ölçütün genelleştirilmiş şeklinde yer alan m_b , s ve a dayanım sabitlerinin kestiriminde kullanılabilecek görgül bağıntılar da Çizelge 4'te verilmektedir. Bu bağıntılarda yer alan jeolojik dayanım indeksi (GSI), kaya kütleline ait RMR ya da Q değerleri kullanılarak hesaplanmaktadır. Şöyle ki; Hoek ve diğ. (1995),

$$RMR'_{76} > 18 \quad \text{için} \quad GSI = RMR'_{76} \quad \text{veya} \quad (10.a)$$

$$RMR'_{89} > 23 \quad \text{için} \quad GSI = RMR'_{89} - 5 \quad (10.b)$$

bağıntılarını önermektedir. Burada; RMR'_{76} ve RMR'_{89} , sırasıyla, RMR değerinin hesabında 1976 ve 1989 yıllarında önerilen puanlamaların (Bieniawski, 1976, 1989) kullanılmasıyla bulunmaktadır (yeraltı suyu koşulları ve eklem takımı konumu için 1988 önerileri aynen korunmaktadır). Öte yandan, $RMR'_{76} < 18$ veya $RMR'_{89} < 23$ için

$$GSI = 9 \ln Q' + 44 \quad (10.c)$$

bağıntısının kullanılması önerilmektedir. Burada; Q' değiştirilmiş tünelleme niteliği indeksi olup, özgün Q hesabında $J_w = 1$ ve $SRF = 1$ alınarak bulunmaktadır. Bu konuda son olarak, Hoek ve Brown'ın (1980a) Panguana andeziti verilerinin (yeraltı suyu koşulları ve eklem konumu için öneriler göz önünde bulundurularak) yeniden değerlendirilmesiyle

$$m/m_i = (RMR - 99.07) / 10.07 \approx (RMR - 100) / 10; \quad r = 0.990 \quad (11)$$

bağıntısının elde edilmesi oldukça ilginçtir.

Çizelge 4. Kaya kütleleri için değiştirilmiş ve genelleştirilmiş Hoek-Brown ölçütleri için önerilen görgül bağıntılar.

Kaynak	m_b / m_i	s	a
Hoek ve diğ. (1995)* GSI>25	$\exp[(GSI-100)/28]$	$\exp[(GSI-100)/9]$	0.5
GSI<25		0	$0.65 - GSI / 200$
Kalamaras ve Bieniawski (1995) kömür damarı	$\exp[(RMR-100)/25]$	0	$\exp(-RMR/53)$

* Rahatsız edilmemiş kaya kütleleri için

4. UYGULAMALAR

Hoek-Brown ölçütü, bugün, yapısal kaya mekaniğiyle ilgili tasarım çalışmalarında vazgeçilmez bir mühendislik aracı haline gelmiştir. Özellikle, yeraltı ve yerüstü kaya yapılarının gerilme ve duraylılık çözümlemelerinde, matematiksel ya da sayısal yaklaşımlarda yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Örnek olarak; ölçütün kaya-tahkimat etkileşimi çözümlemesindeki arazi tepkimesi eğrisinin (ground reaction curve) çiziminde (Hoek ve Brown, 1980a; Brown ve diğ., 1983; Carter ve diğ., 1993); elasto-plastik gerilme çözümlemesi için geliştirilen bilgisayar programlarında (FLAC, PHASES, vb.); kaya şev duraylılığı çözümlemelerinde (Hoek, 1983; Priest ve Brown, 1983); kaya kütlelerinin taşıma gücü (bearing capacity) ile ilgili temel mühendisliği tasarımlarında (Serrano ve Olalla, 1994); kömür topuğu dayanımı çalışmalarında (Barron ve Pen, 1991) vb. kullanımı gösterilebilir.

Kullanım potansiyeli bu kadar yüksek olan her mühendislik aracı gibi, Hoek-Brown ölçütünün de amacını aşan uygulamaları ile sık sık karşılaşılmaktadır. Çoğu kez, ölçüt hakkında yüzeysel bilgilerden yola çıkılarak, ölçütün kullanım koşullarını iyi irdelemeden yapılan uygulamalar anlamsız ve bazen de hatalı sonuçlara yol açmaktadır. Bu durum ölçütü geliştirenleri de rahatsız etmektedir. Hoek (1995a), geliştirdikleri "... 'ivedi durum' ölçütünün, arazi çalışmaları ve gerçek mühendislik durumlarının geri çözümlemeleriyle uygun bir şekilde desteklenmiş, bir takım iyi araştırılmış kestirimsel araçlarla kısa zamanda yer değiştireceğine inanmakla" saflık ettiklerini; aksine, ölçütün başlangıçta hayal bile etmedikleri problemlere uygulandığını görmekle tedirgin olduklarını itiraf etmektedir. Ne var ki, "...ölçütün [bilimsel] tacize uğraması ile yaşamaya" alıştığını söyleyen, bunun bir sorun olageldiğini ve olmaya da devam edeceğini kabul eden Hoek (1995b), "ölçütün olabildiğince yanlışsız ve güncel olmasını sağlayarak onu doğru kullananların mümkün olan en iyi bilgileri edinmesi" ile daha çok ilgilendiğini belirtmektedir. Ölçütün uygulama koşullarının (Hoek ve Brown, 1988; Hoek ve diğ., 1995) çok iyi anlaşılması durumunda bu sorunun giderilebileceği unutulmamalıdır.

5. SORUNLAR VE BEKLENTİLER

Bu bölümde, Hoek-Brown ölçütünün uygulanmasında karşılaşılan başlıca sorunlar ile bu konulardaki beklentiler tartışılarak, ölçütün geleceğine yönelik kestirimler yapılmıştır.

a. Her ne kadar aynı kayaç türü için rapor edilen m_i değerlerinin belirli aralıklarda değişebileceği kabul edilse de, birbirinden çok farklı değerlerin de bulunması oldukça rahatsız edici bir olgudur. Bu duruma neden olarak kayaçların petrografik özelliklerindeki değişimler, tanelerin geometrileri ve/veya kilitleme derecesindeki farklılıklar, dayanım anizotropisi olasılığının savsanması ya da gözden kaçışı, vs. gösterilebilir. Aslında, belki de en olası durum, tüm laboratuvar örneklerinin tamamen sağlam ($s=1.0$) olması koşulunun sağlanamamasıdır. Ayrıca, deney koşullarındaki olası farklılıkların etkisi, çekme dayanımı sonuçlarının verilere katılıp katılmaması ve deney verilerin değerlendirilmesinde kullanılan istatistiksel yaklaşımlardaki farklılıklar da göz ardı edilmemelidir. Gelecekte bu konuda yapılacak çalışmalarda; kayaç özellikleri, deney koşulları ve verilerin değerlendirilmesi konusunda gösterilecek titizlik ve açıklık ile bu farklılıkların kabul edilebilir düzeye ineceği beklenmektedir.

b. Kayaçların eklemelenmesi ya da çatlaklanması doğal olarak koşullara ve kayaç cinslerine bağlı olarak farklılık göstereceğinden, eklemli kaya kütlelerine ait m_b/m_i , s ve a sabitlerinin niteliğe (GSI değerine) bağlı değişiminin her tür kayaç için aynı şekilde olmayacağı açıktır. Nitekim, Kalamaras ve Bieniawski (1995) kömür damarı için farklı bağıntıları kullanmıştır. Yalnızca eklemli Panguana andezitine ait deney verilerinden yola çıkılarak ortaya konulan yaklaşımın, yerini 90'lı (hatta 2000'li) yılların olanakları sayesinde geliştirilecek daha gerçekçi yaklaşımlara bırakması kaçınılmazdır. Özellikle, eklemli kaya üzerinde yapılan büyük ölçekli deney ve sayısal gerilme çözümlemeleriyle yapılan benzetim (simulation) çalışmalarının bu yönde katkısının olacağı sanılmaktadır.

c. Bilindiği gibi, özgün Hoek-Brown ölçütünün sert, dayanımı yüksek ve kristalize kaya malzemeleri ile sıkıca kilitlenmüş, köşeli kaya parçalarından oluşan orta/iyi nitelikli kaya kütlelerinde çok iyi sonuç veren basit bir eğri (karekök parabolü) uyarlaması yaklaşımı vardır. Bu uygunluk özellikle yüksek yanıl basınç seviyelerinde daha belirgindir. Öte yandan, ölçüt çekme bölgesindeki verileri ya olduğundan fazla ya da daha düşük olarak kestirmektedir. Karekök parabolünün düşük yanıl basınç ya da

çekme gerilmesi bölgesindeki eğriliğinin, düşük dayanımlı malzemelere ait veriler için çok keskin olduğu ileri sürülmektedir (Carter ve diğ., 1991). Bu durumda, düşük dayanımlı ve yumuşak kayalar için karekök parabolünden vazgeçilebileceğini düşünmek yerinde olacaktır. Aslında, genelleştirilmiş ölçütte düşük nitelikli ($GSI < 25$ olan) kaya kütleleri için $a = 0.65 - GSI/200$ şeklinde verilen dayanım sabitiyle bu yapılmıştır. Ancak, bu ifadenin $GSI = 25$ için $a = 0.5$ verecek şekilde $a = (125 - GSI)/200$ olarak değiştirilmesi de mümkündür.

Hoek (1995b) "...son zamanlarda, ölçütün çok düşük nitelikli (neredeyse zemin gibi) kayalara da uyarlanacak şekilde geliştirilmesi..." üzerinde çalıştığını söyleyerek, ölçütün gelecekteki yeni uygulama alanı hakkında ipucu vermektedir.

6. SONUÇ

Kaya malzemesine olduğu kadar kaya kütesine de uygulanabilirliği sayesinde kaya mekanikçilerin gözdesi haline gelen Hoek-Brown görgül yenilme ölçütü farklı bir açıdan irdelenmeye çalışılmıştır. Kaya mekaniği bilim dalının dinamikliği, ölçütün bugüne kadar gösterdiği gelişimine de yansımakla birlikte; Hoek'un ilginç bir yorumunu da unutmamak gerekir. Hoek (1995a), ölçütün iyi sonuç vermesinin "... doğasında var olan bilimsel yetkinliğinden çok şans eseri" olduğunu, bunun daha iyi bir yol bulmak için görünür bir istek ve çaba eksikliğini haklı çıkaramayacağını vurgulamaktadır. Bu düşüncelere katılmamak olanaksızdır.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Barron, K. and Pen, Y., 1992. A revised model for coal pillars. Proceedings, Workshop on Coal Pillar Mechanics and Design, USBM IC 9315, pp. 144-157.
- Barton, N.R., Lien, R. and Lunde, I., 1974. Engineering classification of rock masses for the design of tunnel supports. Rock Mechanics, 6, No.4, 189-239.
- Bétournay, M.C., Gorski, B., Labrie, D., Jackson, R. and Gyenge, M., 1991. New considerations in the determination of Hoek and Brown material constants. Proc., 7th Int. Congress on Rock Mechanics, A.A. Balkema, Rotterdam, 1, pp. 195-200.
- Bieniawski, Z.T., 1974. Geomechanics classification of rock masses and its application in tunnelling. Proceedings, 3rd Int. Congress on Rock Mechanics, 2(A), National Acad. Sci., Washington, D.C., pp. 27-32.
- Bieniawski, Z.T., 1976. Rock mass classification in rock engineering. Proceedings, Symposium on Exploration for Rock Engineering, Edited by Z.T. Bieniawski, 1, Balkema, Cape Town, pp. 97-106.
- Bieniawski, Z.T., 1989. Engineering Rock Mass Classifications. John Wiley & Sons, New York, 251 pp.
- Brown, E.T., Bray, J.W., Ladanyi, B. and Hoek, E., 1983. Ground response curves for rock tunnels. ASCE J. Geotech. Engng Div., 109, No.1, pp. 15-39.
- Carter, B.J., Duncan, E.J.S. and Lajtai, E.Z., 1991. Fitting strength criteria to intact rock. Geotechnical and Geological Engineering, 9, pp.73-81.
- Carter, T.G., Carvalho, J.L. and Swan, G., 1993. Towards the practical application of ground reaction curves. Proceedings, Innovative Mine Design for the 21st Century, Edited by W.F. Bawden and J.F. Archibald, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 151-171.
- Gerçek, H. and Müftüoğlu, Y.V., 1993. Failure characteristics of coal measure rocks. Proceedings, International Symposium on Assessment and Prevention of Failure Phenomena in Rock Engineering, Edited by A.G. Paşamehmetoğlu et al., A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 329-334.

- Griffith, A.A., 1924.** Theory of rupture. Proc. 1st Congr. Appl. Mech., pp. 55-63.
- Hoek, E., 1983.** Strength of jointed rock masses. *Geotechnique*, 33, pp. 187-223.
- Hoek, E., 1990.** Estimating Mohr-Coulomb friction and cohesion values from the Hoek-Brown failure criterion. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 27, No.3, pp. 227-229.
- Hoek, E., 1995a.** The challenge of input data for rock engineering (Letter to the Editor). *ISRM News Journal*, 2, No.2, pp. 23-24.
- Hoek, E., 1995b.** Kişisel yazışma.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1980a.** Underground Excavations in Rock. Institution of Mining and Metallurgy, London, 527 pp.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1980b.** Empirical strength criterion for rock masses. *ASCE J. Geotech. Engng Div.*, 106, No. GT9, pp. 1013-1035.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1988.** The Hoek-Brown failure criterion - a 1988 update. *Proceedings, 15th Canadian Rock Mech. Symp.*, University of Toronto, pp. 31-38.
- Hoek, E., Wood, D. and Shah, S., 1992.** A modified Hoek-Brown failure criterion for jointed rock masses. *Proc., ISRM Symposium: Eurock '92, Rock Characterization*, Edited by J.A. Hudson, British Geotech. Soc., London, pp. 209-214.
- Hoek, E., Kaiser, P.K. and Bawden, W.F., 1995.** Support of Underground Excavations in Hard Rock. A.A. Balkema, Rotterdam, 215 pp.
- Kalamaras, G.S. and Bieniawski, Z.T., 1995.** A rock mass strength concept for coal seams incorporating the effect of time. *Proceedings, 8th International Congress on Rock Mechanics*, ISRM, A.A. Balkema, Rotterdam, 1, pp. 295-302.
- Mahtab, M.A., 1992.** *Geomechanics Principles in the Design of Tunnels and Caverns in Rock*, Elsevier, Amsterdam, 250 pp.
- Medhurst, T.P., Trueman, R. and Brown, E.T., 1995.** Experimental studies of the effects of scale on the strength of coal. *Proceedings, 8th Int. Congr. Rock Mechanics*, ISRM, A.A. Balkema, Rotterdam, 1, pp. 347-351.
- Pan, X.D. and Hudson, J.A., 1988.** A simplified three-dimensional Hoek-Brown yield criterion. *Proceedings, ISRM Symposium: Rock Mechanics and Power Plants*, Edited by M. Romana, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 95-103.
- Pan, X.D., Hudson, J.A. and Cassie, J., 1989.** Large deformation of weak rocks at depth - a numerical case study. *Proceedings, Rock at Great Depth*, Edited by V. Maury and D. Fourmaintraux, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 613-620.
- Pan, X.D. and Hudson, J.A., 1991.** Large deformation analysis for rock excavations - a numerical study. *Trans. Institution of Mining and Metallurgy*, 100, pp. A159-A173.
- Priest, S.D. and Brown, E.T., 1983.** Probabilistic stability analysis of variable rock slopes. *Trans. Institution of Mining and Metallurgy*, 92, Jan., pp. A1-A12.
- Serrano, A. and Olalla, C. 1994.** Ultimate bearing capacity of rock masses. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 31, No.2, pp. 93-106.
- Shah, S. and Hoek, E., 1992.** Simplex reflection analysis of laboratory strength data. *Canadian Geotechnical Journal*, 29, pp. 278-287.
- Wei, L. and Hudson, J.A., 1990.** Permeability variation around underground openings in jointed rock masses: a numerical study. *Proceedings, Int. Conf. on Rock Joints*, Edited by N. Barton and O. Stephansson, Balkema, Rotterdam, pp. 565-569.
- Wei, L. and Hudson, J.A., 1991.** An extended H-B criterion as yield surface for rocks. *Proceedings, 3rd Int. Conf. on Constitutive Laws for Engineering Materials: Theory and Applications*, Edited by C.S. Desai et al., ASME, New York, pp. 185-188.

BİLGİSAYAR KONTROLLÜ DİREK-MAKASLAMA ALETİ

A New Computer-controlled Direct-Shear Apparatus

D. Sarı , T. Bozdağ, A.G. Paşamehmetoğlu, A. Özgenoğlu

Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Maden Mühendisliği Bölümü, 06531, Ankara

ÖZET

Kayalarda var olan eklem ve fay hareketlerinin deneysel olarak çalışılması jeoteknik problemlerinin yanısıra fayla oluşan deprem mekanizmalarının anlaşılması için çok önemlidir. Direkt-makaslama aleti deprem kuşağında yer alan fayların kaya sürtünme özelliklerinin çalışılması için elverişlidir. Bu amaçla Orta Doğu Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümünde bilgisayar kontrollü direkt-makaslama aleti geliştirilmiştir. Bu alet, 20 ton yatay ve dikey yük kapasitelidir. Dikey yük hidrolik ünite yatay yük ise AC motor sürücüsü tarafından sağlanmaktadır. Normal yük, basınç, yatay ise birim deformasyon kontrollüdür. Veri toplama ve yük kontrolü bilgisayar üzerindeki elektronik kart ile yapılır. Maksimum boyutları 40x40x10 cm kadar olan numunelerde deney yapılabilir. Bu çalışmada geliştirilen deney aygıtında Kuzey Anadolu Fay hatının senelik hareketi (80-110 mm/sene) gözönüne alınarak deprem öncesi fay hareketinin durumu ile ilgili bir örnek verilmiştir.

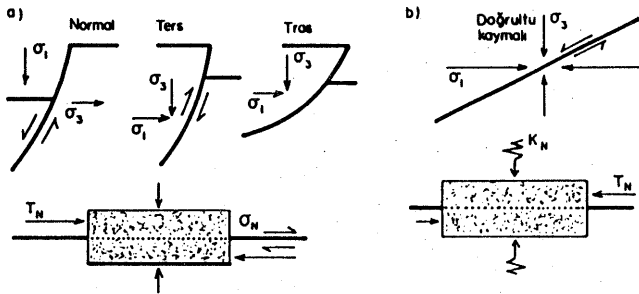
ABSTRACT

The experimental study on the sliding behaviour of joints and faults in rocks are very important in understanding the mechanism of earthquake faulting besides the geotechnical engineering problems. The direct-shear test apparatus is a simple and easy tool for studying frictional phenomena. In order to meet above mentioned required conditions for the experimental program, a new computer-controlled direct-shear testing apparatus has recently been developed at Mining Engineering Department of Middle East Technical University (METU). The maximum loading capacity of the two actuators is 20 tons. The vertical loading can be operated with stress control mode with a hydraulic unit and shear loading is conducted by a displacement control mode with a AC motor through a reduction gear box. The normal load is controlled at pre-selected constant or functional stress rate which is maintained by sending voltage from PC to the voltage sensible electronic card in the hydraulic power unit. The tested maximum specimen size can be 40x40x10 cm. The various stress level from creep to stick-slip behaviour is used for the studies of North Anatolian Fault Zone (NAFZ) strike-slip motion with a slip rate of 80-110 mm/year as an example.

1. GİRİŞ

Kaya kütlesinde aktif halde bulunan eklem ve fay hareketlerinin deneysel olarak incelenmesi jeoteknik problemlerinin yanısıra fayla oluşan deprem mekanizmalarının anlaşılması açısından da önemlidir. Birçok araştırmacı eklem ve fay hareketlerini kırılğan (brittle) ortamda çalışmıştır (Dieterich, 1979; Atkinson, 1987). Tchalenko (1970) gibi bazı araştırmacılar kırılğan-daktil (brittle-ductile) koşullarda oluşan kaymalar için mekanik modeller geliştirdiler. Ayrıca faylardaki malzeme ve malzeme kalınlığı, makaslama hareketi esnasında oluşan genişleme etkisi bazı araştırmacıların dikkatini çekmiş ve detaylı olarak incelenmiştir (Brace ve arkadaşları, 1966; Shimamoto, 1984). Bütün bu çalışmalar deneysel olarak direkt-makaslama veya üç eksenlide sabit normal yük altında yapılmıştır. Gerilme-gerinim ilişkisini veya kaymaya karşı oluşan mukavemet parametrelerini belirlemek, modellemek için yapılan bu tür çalışmalarda kayanın sabit veya değişken normal stifnes koşullarında denenmesi çok azdır (Amadei ve Saeb, 1990; Savilahti, 1990).

Arazi tecrübelerine dayanılarak normal ve ters veya tras faylar sabit normal gerilme durumlarında (Şekil 1a), doğrultu-kaymalı (strike-slip) faylar ise sabit veya değişken stifnes durumlarını kapsar (Şekil 1b).



Şekil 1. Genelde karşılaşılan fay tipleri

Sabit normal yük altında makaslama yapılan kırılğan bir kayada genişlemeye tamamen izin verildiğinden normal stifnes ($K_N=0$) sıfırdır. Genişlemenin kısmen ($K_N \neq 0$) veya hiç olmadığı konumlardaki kayaçlarda (Şekil 1b) fay yüzeyine etkiyen normal yük, makaslama hareketiyle veya civardaki tektonik gerilmelerden dolayı değişecektir. Bu stifness kayma yüzeyinin civarındaki kayanın genişlemesine ve deformabilitesine bağlıdır. Böyle bir kaya kütlesinin stifnesi basit bir yay rijiditesi modeliyle izah edilebilir:

$$K_N = D_N / T_N \quad (1)$$

D_N = Normal yükteki değişim

T_N = Normal hareketteki değişim

Stifnes parametresi K_N sıfır (genişlemeye tamamen izin verilmesi) ile sonsuza (genişlemenin tamamen önlenmesi) kadar değerler alabilir. K_N değeri bu limitler arasında sabit kalabildiği gibi artarak (sertleşme) veya azalarak da (yumuşama) değişebilir.

Deprem faylarının sürtünme özelliklerini ve hareketini modellemenin güvenilirliği fay yüzeyine etkiyen normal gerilmelerin arazi koşullarını yansıtacak şekilde deneysel olarak çalışılmasına bağlıdır. Konvansiyonel direkt-makaslama aletleriyle (örneğin Imperial College taşınabilir makaslama kutusu ve bunun gibi) yukarıda bahsedilen deneylerin yapılıp modellerin geliştirilmesi çok güç ve imkansızdır. Bu nedenle Orta Doğu Teknik Üniversitesi Maden Mühendisliği Bölümünde bilgisayar kontrollü direkt-makaslama aleti dizayn edilip yapılmıştır.

Bu makalede geliştirilen deney aygıtının tanıtılmıştır. Deneylerde Kuzey Anadolu Fay hattının yıllık hareketi (80-110 mm/yıl) baz alınarak normal gerilme uygulamalarının içerdiği bir örnek verilmiştir.

2. BİLGİSAYAR KONTROLLÜ DENEY ALETİ

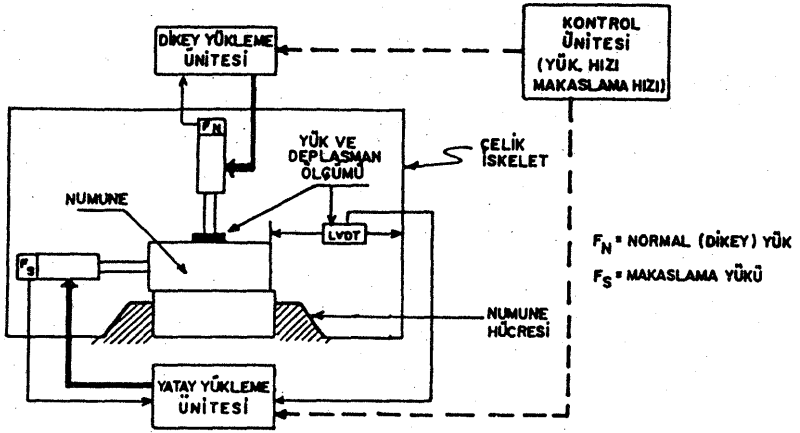
Geliştirilen bilgisayar kontrollü deney aleti 4 ana bölümden oluşmaktadır (Şekil 2). Bunlar:

- Normal yükleme ünitesi
- Makaslama yükü ünitesi
- Deney düzeniği ve hücresi
- Veri toplama-kontrol ünitesidir.

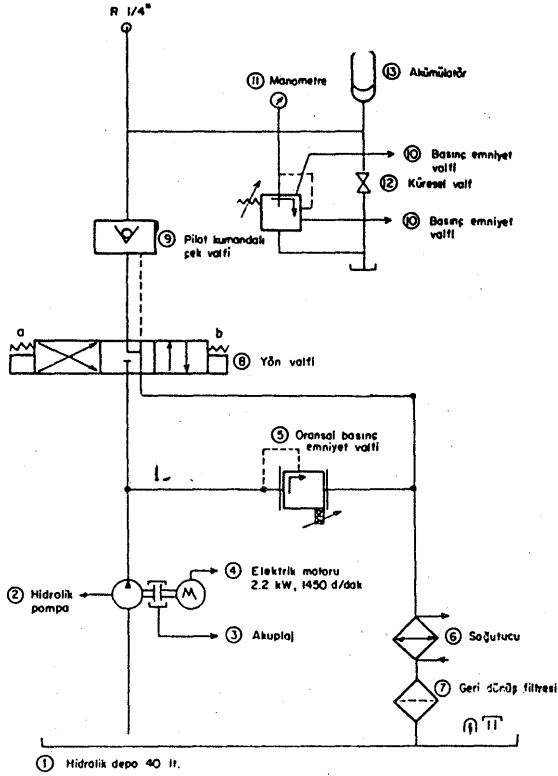
2.1. Normal Yükleme Ünitesi

Normal yükleme piston aracılığıyla hidrolik güç ünitesinden sağlanmaktadır. Bu ünitenin akım şeması Şekil 3'te gösterilmiştir. Kayma esnasındaki genişlemeden veya herhangi bir sebepten dolayı meydana gelecek basınç değişikliği basınç ölçerden gelen voltaj değerlerine göre bilgisayardan ayarlanabilecek şekilde tasarlanmıştır.

Sistemin bilgisayardan kontrolü için üç adet röle ve oransal emniyet valfinin kontrol kartı kullanılmaktadır. Sistemi çalıştırmak için hidrolik pompanın elektrik motoru Şekil 4'de belirtilen üç faz bağlantı şeması kullanılarak sürülmektedir. Deney amacına uygun olarak yön denetim valfindeki iki adet röleden gidiş/dönüş yönündeki röle sürülerek basınç hattı açılmaktadır. Sistemin basınç oransal basınç emniyet valfi kontrol



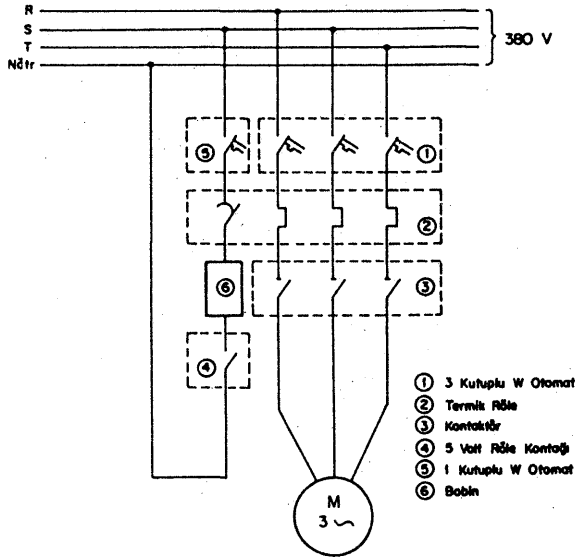
Şekil 2. Geliştirilen bilgisayar kontrollü deney aletinin ana bölümleri



Şekil 3. Hidrolik güç ünitesi akım şeması

kartına gönderilen analog sinyallerle kontrol edilmektedir. Ayrıca sistem elektronik hatalara karşı mekanik basınç emniyet valfleriyle korunmaktadır.

Numune üzerine uygulanmak istenen yük değerleri basınç ölçerden gelen geri dönüş (feed-back) sinyalleriyle kontrol edilerek ayarlanmaktadır. Bilgisayarda, programlanan yük-zaman eğrisine veya frekansına göre sisteme istenilen tarzda yükleme veya boşaltma uygulanabilmektedir. Hidrolik pistondan elde edilebilecek yük 20 tona kadar çıkmaktadır.



Şekil 4. Hidrolik basınç motoru tek yönlü güç bağlantısı

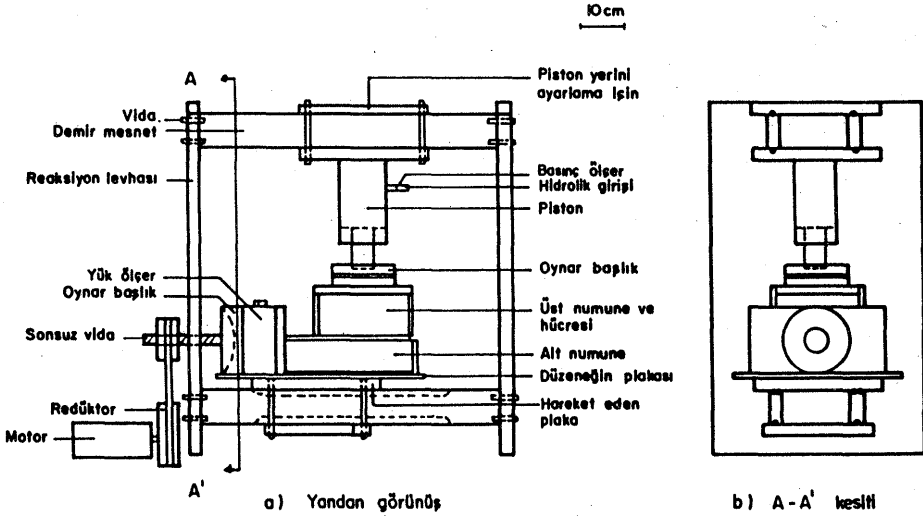
2.2. Makaslama yükü

Makaslama yükü, AC motor hız kontrol ünitesi, AC motor ve redüktör sisteminden oluşmaktadır. Makaslama hareketi, yük ve deplasman ölçerden alınan bilgilere ve deney amacına göre, motor sürücü ünitesi vasıtasıyla bilgisayardan artırılıp azaltılabilir. Elektrik motorunu bilgisayardan kontrol için Şekil 4'teki bağlantı şeması kullanılarak AC motor röle ile çalıştırılmaktadır. Ünitenin frekans kontrolü bilgisayardan alınan ayarlanabilir analog çıkış ile sağlanmaktadır. Ayrıca ileri ve geri hareket istenildiği an sağlanabilir. Bu unite istenilen sabit veya değişken deplasman hızı elde edebilecek geniş bir yelpazeye sahiptir (.0003-2mm/dak). Ünitenin sağlayabileceği maksimum yük 20 tondur.

2.3. Deney Düzenegi ve Hücresi

Numune hücresi 1500 cm²'ye kadar makaslama yüzeyine sahip (40x40x10 cm) örnekleri test edebilecek boyuttadır. Hücrenin alt ve üst kutusu istenilen boyutta

herhangi bir numuneye göre kolaylıkla ayarlanabilir şekilde tasarlanmıştır. Üst hücre, sağa, sola ve ileri hareket etmemesi için normal yük uygulanan pistonun kafasındaki oynar başlığa monte edilmiştir. Ayrıca yatay yük uygulamasından dolayı oluşabilecek moment kuvvetini önlemek için üst yarı kutuya deney mesnetinden makaslama yüküne karşı yönde kuvvet uygulanmıştır. Alt hücre ise düzeneğe yatay hareketi veren sisteme monte edilmiş (60x40x1 cm) plakanın üzerine sabitlenmiştir. Makaslama (yatay) mesafesi kullanılan numune boyutuna göre ± 20 cm'ye kadar çıkarılabilmektedir. Harekete karşı metalden metale oluşabilecek sürtünme kuvveti sistemin kaydığı çelikde 4 kanal açılarak bilyeler aracılığıyla en aza indirilmeye çalışılmıştır. Deney düzeneği Şekil 5'de verilmiştir.

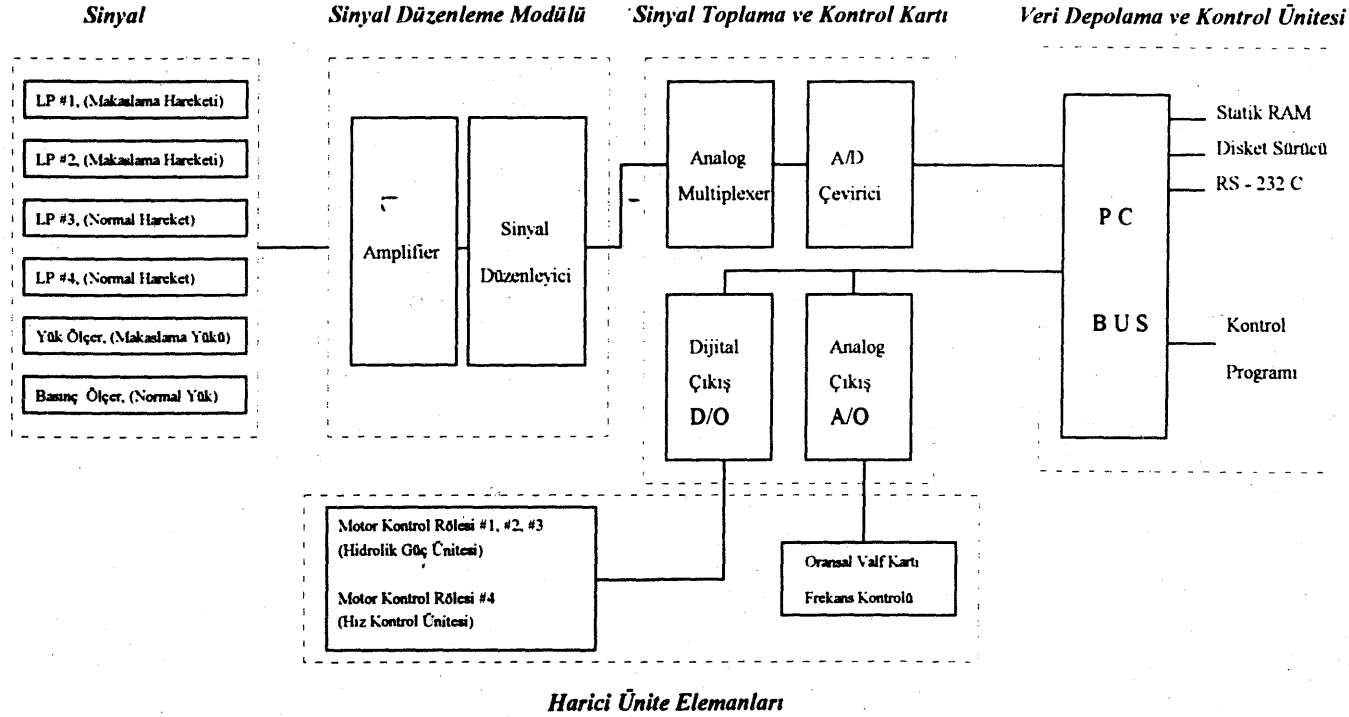


Şekil 5. Deney düzeneği ve hücresi

2.4. Veri Toplama-Kontrol Ünitesi

Veri toplama-kontrol ünitesi, sistemin bilgisayar ile iletişimini kuran bir ünedir. Bu maksatla 16 kanal analog giriş (A/I), 2 kanal analog çıkış (A/O), 16 kanal dijital giriş (D/I) ve 16 kanal dijital çıkışa (D/O) sahip sinyal toplama ve kontrol kartı kullanılmıştır. Deney sisteminden (yük hücresi, basınç ölçer ve deplasman ölçerlerden (LP-doğrusal potansiyometre veya LVDT) gelen analog bilgiler QuickBasic dilinde yazılan kontrol programı ile değerlendirilerek sabit disk veya diskette depolanmaktadır.

AC motor hız kontrol veya hidrolik ünitelerinde kullanılan röle devrelerini sürmek için dijital çıkışlar kullanılmıştır. Ayrıca hidrolik güç ünitesindeki oransal basınç emniyet valfi ve motor hız kontrol ünitesindeki frekans ayarı için 2 adet değişken analog çıkış kullanılmıştır. Şekil 6'da veri toplama ve kontrol ünitesi ayrıntılı olarak verilmiştir.



Şekil 6. Veri toplama ve kontrol ünitesi

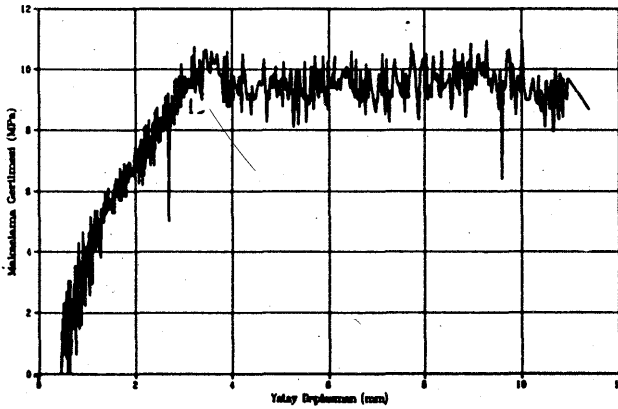
3. DENEY YÖNTEMİ

3.1. Numune hazırlanışı

Bu çalışmada kumtaşı örneği üzerinde deneyler yapılmıştır. Numunenin üst yarısı 5x6x6 cm, alt yarısı ise 12x12x9 cm boyutunda hazırlanmıştır. Kayma yüzeyleri testereyle kesilip parlatılarak suni bir makaslama düzlemi oluşturulmuştur. Stik-slip olayı genelde parlatılmış kayma yüzeylerinde görüldüğünden bu çalışmada da deneyler parlatılmış yüzeylerde gerçekleştirilmiştir. Numunelerin makaslama hücrelerine yerleştirilip sağlamlaştırılması için çimento yerine polyester (kum ile karıştırılmış) kullanılmıştır. Bunun amacı hem kısa sürede (2-3 saat) numunenin deneye hazırlanması hem de mukavemetinin yüksek olmasından dolayıdır.

3.2. Deney Prosedürü

Numuneye uygulanacak olan normal yük (8000 kgf) ISRM (1974) standartlarına göre 0.5 MPa/sn'lik hızla yüklenmiştir. İstenilen normal yüke ulaşıldığı an yatay (makaslama) hareketi başlatılmıştır. Sabit makaslama hareketi 0.0003 mm/dak ve yatay hareket mesafesi 12 mm'ye ayarlanmıştır. Yatay hareketin ilk 2.5 mm'inde normal yük başlangıç değerinde sabit tutulmuştur. Bu mesafeye gelindiğinde normal yük ilk değerinin 10 % 'u oranında artırılarak 10 mm'ye kadar kaydırılmıştır. Daha sonra tekrar ilk durumuna düşürülmüş ve bir müddet kaydırıldıktan sonra deneye son verilmiştir. Bütün bu mesafe kontrolü ve basamaklı normal yük uygulaması bilgisayar yazılım aracılığıyla kesintisiz otomatik bir şekilde gerçekleştirilmiştir. Ayrıca deplasman, yük ve basınç ölçerlerden alınan geri sinyaller vasıtasıyla hem deney sonuçları depolanmış hemde deneyin akış kontrolü gerçekleştirilmiştir. Bu deney çalışmasından elde edilen makaslama gerilmesi-yatay deplasman grafiği Şekil 7'de verilmiştir.



Şekil 7. Makaslama gerilimi-yatay deplasman grafiği

4. SONUÇLAR ve YORUMLAR

Direkt makaslama deneylerinde normal ve yatay yükün kontrolü deney sonuçlarına direk etki eder. Bu nedenle geliştirilen deney düzeneği bilgisayarla normal ve yatay yük kontrollerini istenilen sınırlarda yaptığından elde edilen sonuçlar daha güvenilirdir. Ayrıca, arazi koşullarının simulasyonu bu sistemle daha kolay ve gerçekçi bir biçimde yapılabilir. Örnek deney çalışmasında yukarıda bahsedilen özellikler rahatlıkla uygulanmıştır. Sistem gerek yatay gerekse normal yükü 20 tona kadar çıkarabilmektedir. Böylece fay hatlarının mekanik davranışları kontrollü biçimde incelenebilecektir. Bunlara ek olarak sistem laboratuvar amaçlı direkt makaslama deneyleri için de uygundur.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Amadei, B. and Saeb, S. 1990. Constitutive models of rock joints. Proceed. Int. Symp. on Rock Joints: Rock Joints, Barton & Stephanson (eds), Balkema, Rotterdam, pp. 581-594.
- Atkinson, B.K. editor, 1987. Fracture Mechanics of Rocks. Academic Press, London, 534 p.
- Brace, W.F., Paulding, B.W., Jr. and Scholz, C. 1966. Dilatancy in fracture of crystalline rocks. Journal of Geophysical Research 71:3939-3953.
- Dieterich, J.H. 1979. Modelling of rock friction 1. Experimental results and constitutive equations. Journal of Geophysical Research 84:2161-2168.
- ISRM, 1974. Suggested Methods for Determining Shear Strength. Committee on Field Tests, Document No. 1, pp. 23.
- Savilahti T. 1990, Testing and Modelling of Rock Joints, Licentiate Thesis, Lulea University of Technology, 90 pp.
- Shimamoto, T. & J.M. Logan 1984. Laboratory friction experiments and natural earthquakes: and argument for long-term tests. Tectonophysics. 109:165-175.
- Tchalenko, J.S. 1970. Similarities between Shear Zones of Different Magnitudes. Geological of American Bulletin 81: 1625-1640.



MERMER YÜZEY SERTLİKLERİNİ BELİRLEME YÖNTEMLERİ ÜZERİNE İSTATİSTİKSEL BİR DEĞERLENDİRME

A Statistical Evaluation On The Determination Methods of Marble Surface Hardnesses

Arş. Gör. Ali SARIİŞİK

Doç. Dr. Lütfullah GÜNDÜZ

Süleyman Demirel Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, ISPARTA

ÖZET

Kayaçların yüzey sertliklerini belirlemede kullanılan L-Tipi ve N-Tipi Schmidt Darbe Çekici ile farklı yörelere ait mermer blokları üzerinde bir dizi ölçümler alınmıştır. Uygulamada üç değişik ölçme tekniği kullanılarak elde edilen veriler, istatistiksel olarak analiz edilmiştir. Bu çalışmada, mermer yüzey sertlik endeks belirlemede en uygun olarak kullanılabilecek çekiç türü ve ölçme tekniği üzerine yapılan istatistiksel bir değerlendirmenin bulguları sunulmaktadır.

ABSTRACT

A series field measurements on marble blocks existed in different locations was carried out by L-Type and N-Type Schmidt Hammers used to determine the surface hardness of rocks. In applications three different testing techniques were used and the data obtained was analysed statistically. In this study, optimum hammer type and testing method to be used for indexing the surface hardness of marble types was tried to define and the research findings are presented based on statistical approaches.

1. GİRİŞ

Mühendislik projelerine veri sağlanmasında kullanılmakta olan Schmidt Darbe Çekici, kayaçların sertliği konusunda arazide, laboratuvarıda yapılan pratik uygulamalara imkan tanımaktadır. Kayaç yüzey sertliklerini ölçmek için kullanılan Schmidt Darbe Çekicinin kullanım alanı günümüzde giderek artmakta olup kayaçların yüzey sertliği konusunda yapılan pratik uygulamalara imkan tanınması sebebiyle, çoğu araştırmacılar tarafından kullanımı tercih edilmektedir.

Schmidt Darbe Çekici ile yüzey sertlik ölçümü, tam esnek olmayan iki cismin çarpışması ve çarpışma anında oluşan deformasyonun tekrar eski durumuna gelmeye çalışması ile oluşan tepki prensibine dayanmaktadır. Çekicin yapısı, belirli boyuttaki bir silindirik gövde içinde bulunan belirli ağırlıktaki bir kütle, çelik yay, tetik ve ölçme kadranından oluşmaktadır. Çekiçte bulunan çelik uç, yay yardımıyla kurulur ve tetik serbest bırakılarak belli ağırlıktaki kütlelerin ölçme yapılacak yüzey üzerinde zıplaması sağlanır. Geri tepme miktarı ölçme kadranından okunur. Ölçme yapılan yüzeyin pürüzlülüğü, kayacın homojenliği ve ölçme noktasının süreksizliklere olan yakınlığı, alınan sonuçları etkileyen başlıca faktörlerdendir. Elde edilen geri tepme miktarı, kayacın yüzey sertliğini belirlemede ve kayacın yerinde (in-situ) basınç dayanımı değerine bir yaklaşım olmaktadır.

Bu makalede, yürütülen bir araştırma çerçevesinde *L-Tipi* ve *N-Tipi* Schmidt Çekici ile yüzey sertlik ölçümünde Hucka, Poole-Farmer ve ISRM ölçme teknikleri kullanılarak 25 değişik renk ve tür mermer blokları üzerinde uygulanan 3250 ölçüm değerleri analiz edilmiş ve mermer türlerinin yüzey sertlik endeks değerleri belirlenerek basınç dayanım değerlerinin istatistiksel olarak kestirimi yapılmıştır. Ayrıca, ölçüm yöntemleri arasında, istatistiksel ve kuramsal yaklaşımlarla parametrik ilişkiler araştırılmakta olup edinilen analiz bulgularının ışığında, Schmidt Darbe Çekici uygulamasının mermer üretim teknolojisinde kullanılabilirliği üzerine öneriler ve kullanım prensipleri sunulmaktadır.

Ölçümler, çekiç -90 derece dik konumda tutularak kayacın yüzeyine dik olarak yapılmıştır. Ölçümler öncesinde çekiçlerin kalibrasyonu yapılarak, ölçme esnasında kayacın yüzeyleri temizlenmiş ve yüzeyde bulunabilecek muhtemel pürüzlülükler aşındırma aparatı ile giderilmiştir.

2. SCHMIDT DARBE ÇEKİCİ ÖLÇME TEKNİKLERİ

2.1 Hucka Yöntemi

Schmidt Darbe Çekici ile Hucka yönteminde ölçme tekniği prensip itibarıyla, mermer bloğu üzerinde tesbit edilen bir noktada 10 vuruş uygulaması sonucunda elde edilen en yüksek okuma değerinin Schmidt Darbe Çekici Değeri (SDÇD) olarak kabul edilmesidir. İstatistiksel olarak bu teknik üzerinde yapılan detay çalışmalarda, okumalardaki en yüksek endeks değerinin, okuma endeks değerlerinin aritmetik ortalamasına göre daha yüksek bir anlamlılık düzeyi gösterdiği gözlenmiştir (Hucka 1965). Yüzey sertlik endeks değeri olarak en yüksek SDÇD nin kullanımı tavsiye olunmuştur.

2.2 Poole ve Farmer Yöntemi

Kayaç yüzey sertliklerinin Poole ve Farmer yönteminde ölçme tekniği prensip itibariyle, mermer bloğu üzerinde tesbit edilen bir noktada 5 vuruş sonucunda elde edilen en yüksek okuma değerinin SDÇD olarak kullanılabileceği kabulüne dayanmaktadır. Poole ve Farmer (1978) istatistiksel olarak bu uygulama şeklinin yüksek anlamlılık düzeyinde olduğunu belirtmiştir.

2.3 ISRM Yöntemi

Uluslararası Kaya Mekaniği Demeği, ISRM (1978) tarafından önerilen ölçme yöntemi, Kayaç yüzeyinde en az 3 mm aralıklarla 20 ayrı noktadan okuma yapılması ve en yüksek 10 değerın aritmetik ortalamasının SDÇD olarak kabul edilmesi şeklindedir.

3. JEOTEKNİK ETÜD - YÜZEY SERTLİK ENDEKS BELİRLEME

Yüzey sertlik endeksinin belirlenmesinde kullanılabilen L-Tipi ve N-Tipi Schmidt Darbe Çekicinin üç ölçme yöntemi ile değişik yörelere ait farklı özelliklere sahip olan 25 değişik mermer türü (Çizelge 1) üzerinde okuma verileri elde edilmiştir. Uygulamada esas itibariyle her bir mermer türü üzerinde L-Tipi ve N-Tipi çekiçle yaklaşık olarak 130 adet ölçüm alınmıştır. Hucka, Poole ve Farmer yöntemleri her bir mermer türü üzerinde üçer kez tekrarlanmış, her bir veri gurubu kendi içersinde irdelenmiş ve sonuçların aritmetik ortalaması alınmıştır. ISRM yönteminde ise en yüksek 10 değerın aritmetik ortalaması alınarak tesbit edilmiştir.

Ölçülerde, farklı mermer türlerine ait 2m x 2m x 3m boyutlarındaki mermer blokları üzerinde aynı yön ve doğrultularda okuma değerlerinin alınmasına özen gösterilmiştir.

Mermer türlerinin yerinde basınç dayanım değerlerini belirlemek amacıyla, kullanılan L-Tipi ve N-Tipi Schmidt çekici ile imalatçı firma tarafından verilen teknik datanın irdelenmesiyle, yüzey sertlik endeks değeri ve basınç dayanım değeri arasında şu regresyonel eşitlik oluşturulmuştur:

$$\text{L-Tipi} \quad \Rightarrow \quad \sigma_c = 1.573 * R - 8.564$$

$$\text{N-Tipi} \quad \Rightarrow \quad \sigma_c = 17.232 * R - 214.399$$

burada;

σ_c :Mermerin basınç dayanımı kestirimi, (MPa),

R :Schmidt çekici endeks değeri.

Pratik uygulamada ölçüm tekniği olarak, Schmidt çekicinin -90° doğrultuda okuma değerleri alındığında, bu konumda maksimum ve minimum değerde basınç dayanım dağılım aralığı (Δ) için şu fonksiyonel ifadeler istatistiksel olarak belirlenmiştir.

□ L-Tipi Schmidt Çekici

$$18 \leq R \leq 38 \text{ için} \quad \Delta = 4.591 + 0.077 * R$$

$$R > 38 \text{ için,} \quad \Delta = 6.222 + 0.034 * R$$

□ N-Tipi Schmidt Çekici

$$20 \leq R \leq 24 \text{ için} \quad \Delta = 12.0 + 2.0 * R$$

$$24 \leq R \leq 42 \text{ için} \quad \Delta = 39.56 + 0.843 * R$$

$$R > 42 \text{ için,} \quad \Delta = 53.456 + 0.51 * R$$

Mermerin yerinde basınç dayanım değerlerinin istatistiksel bir yaklaşımla kestirimi için dağılım aralığı (Δ) değerinden yararlanılarak maksimum ve minimum limitlerde basınç dayanım değeri için şu eşitlikler kullanılmıştır:

$$\sigma_{c_{\max}} = \sigma_c + \Delta$$

$$\sigma_{c_{\min}} = \sigma_c - \Delta$$

4. YÖNTEMLERİN KARŞILAŞTIRMASI

4.1. Verilerin Elde Edilmesi

Üç değişik Schmidt çekici ölçme yönteminin karşılaştırılmasında istatistiksel analiz metodları kullanılmıştır. 25 değişik renk ve tür mermer üzerinde üç değişik okuma yöntemine göre veriler elde edilmiştir.

Her bir yöntemde, L-Tipi ve N-Tipi çekiç kullanılarak tekrarlamalı olarak okuma değerleri alınmıştır. Bir mermer bloğu üzerinde L-Tipi çekiçle 65 ve N-Tipi çekiç için 65 adet veri alınarak toplam 130 adet ölçüm yapılmıştır. Poole ve Farmer, Hucka yöntemleri her mermer bloğu üzerinde 3 kez tekrarlanmıştır. Tüm bu çalışma için alınan ölçme sayısı 3250 dir. Çalışmada istatistiksel parametreler elde edilirken, tüm ölçümlerde varyans ve t-testi uygulamaları sonuç değerleri kullanılmıştır.

Çizelge 1. Değişik yöntemlerle L-Tipi ve N-Tipi Schmidt çekici ölçüm sonuçları.

Mermer Türü		Hučka		Poole - Farmer		ISRM	
		L-Tipi	N-Tipi	L-Tipi	N-Tipi	L-Tipi	N-Tipi
Kaplan Postu	Afyon	61	67	57	64	61	63
Venüs	Eskişehir	61	65	61	65	59	64
Burdur Beyaz	Burdur	57	64	57	64	48	55
Vize Pembe	Kırklareli	57	66	55	63	55	63
Korkuteli Avdan	Antalya	36	48	43	52	35	46
Afyon Menekşe	Afyon	45	44	42	45	43	42
Korkuteli Bej	Antalya	53	56	55	56	48	51
Fethiye Bej	Muğla	67	71	65	70	65	69
Trakit	Isparta	60	64	58	64	54	61
Afyon Bal	Afyon	51	56	52	57	49	57
Alaca Siyah	Çorum	69	71	68	72	67	72
Akşehir Siyah	Manisa	50	55	55	54	48	52
Belevi Siyah	İzmir	48	58	51	54	49	53
Burdur Bej	Burdur	66	74	68	74	67	73
Yatağan Bal	Muğla	53	61	53	61	57	62
Yatağan Beyaz	Muğla	39	53	46	55	51	60
Milas Damarlı	Muğla	58	63	55	60	59	62
Yatağan Leylak	Muğla	51	52	49	55	42	50
Gül Oniks	Balıkesir	58	61	53	60	54	60
Traverten	Denizli	39	48	41	53	32	40
Akhisar Oniks	Manisa	55	64	52	60	55	59
Süpren	Eskişehir	65	72	64	70	62	69
Bordo Grizo	Eskişehir	54	55	51	56	47	54
Kavak Beyazı	Muğla	52	61	50	59	50	60
Bucak Traverten	Burdur	56	61	55	61	54	61

4.2. Karşılaştırma Yöntemleri

Schmidt darbe çekicinin değişik ölçme yöntemlerinin karşılaştırılmasında istatistik yöntemler kullanılmıştır. Yöntemlerin temel istatistiksel parametreleri (aritmetik ortalama, varyans, standard sapma, v.b.) karşılaştırılmıştır.

Çizelge 2. Değişik ölçme yöntemlerinin istatistiksel sonuçları (L-Tipi).

	Sayı	x	mod	med	S	dk	min	max
Poole-Farmer	375	54.24	55	55	7.26	0.13	41	68
Hucka	750	54.44	56	56	8.59	0.16	36	69
ISRM	500	52.44	53	53	8.93	0.17	32	67

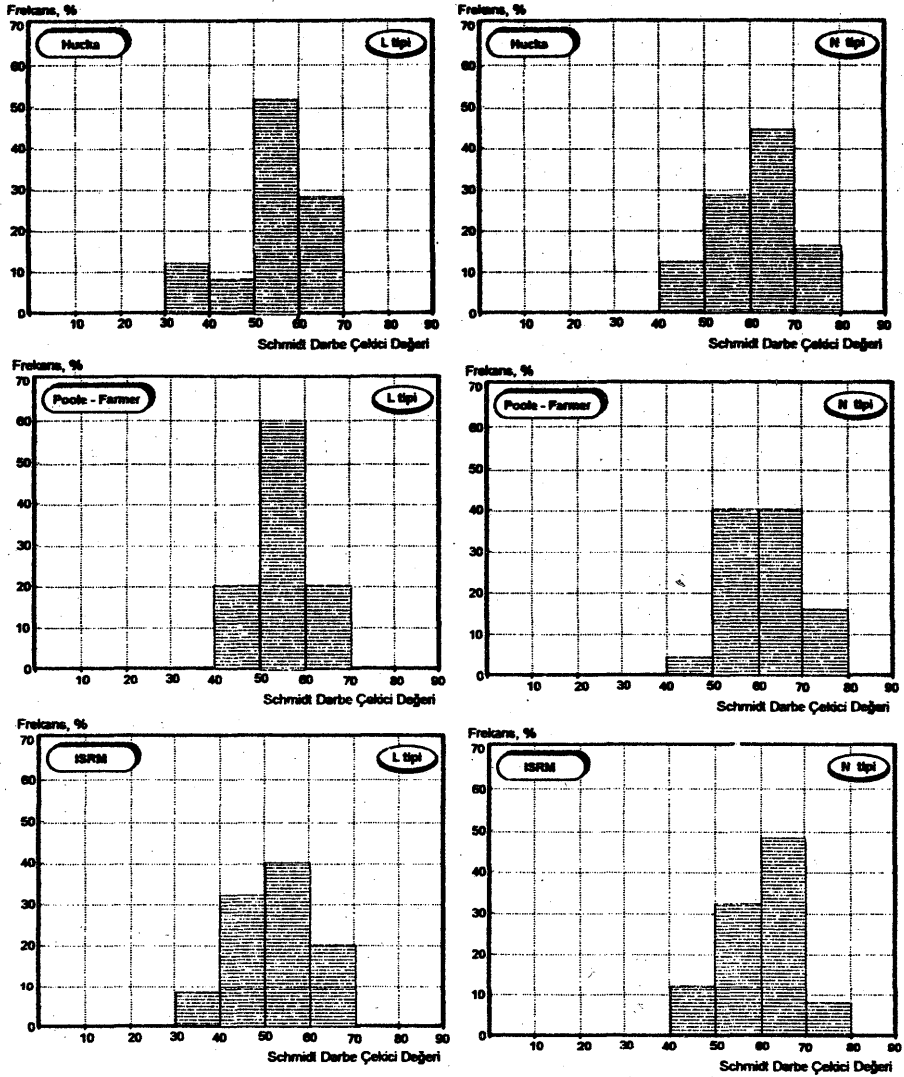
T-testi kullanılarak farklılığın hangi yöntemler arasında olduğu araştırılmıştır. L-Tipi ve N-Tipi Schmidt darbe çekici ile yapılan ölçümler ayrı olarak ele alınmış ve yorumları yapılmıştır. L-Tipi çekiç ile yukarıda belirtilen üç yöntem denemiş ve elde edilen istatistik parametreler Çizelge 2 de verilmiştir.

Çizelge 2 incelendiğinde, Poole-Farmer yöntemi ile Hucka yönteminin aritmetik ortalama, mod, medyan, max değer parametrelerinde benzerlik gösterdiği, buna karşın ISRM yönteminin bu parametrelerde diğer yöntemlerden belirgin bir farklılığının olduğu anlaşılmaktadır. ISRM yönteminin aritmetik ortalama, mod, medyan değerleri, diğer yöntemlere göre düşüktür. Buna karşın değişim katsayısı ise en yüksektir. Ayrıca ISRM yöntemi Hucka yöntemiyle değişim katsayısı yönünden yakınlık göstermektedir. Bu durum, ISRM yönteminde farklı noktalardan elde edilen değerlerin daha düşük çıkma olasılığının Poole-Farmer yöntemine göre yüksek olduğunu göstermektedir.

N-Tipi çekiç ile aynı yöntemler dendiğinde (Çizelge 3) elde edilen istatistiksel parametreler arasında belirgin farklılıkların bulunmadığı gözlenmiştir. ISRM yönteminin aritmetik ortalama, min değer bakımından diğer yöntemlere göre düşük değerde, değişim katsayısı ve standard sapma bakımından ise yüksek olduğu belirlenmiştir. Yöntemlerden elde edilen değerlerin histogramları incelenmiştir (Şekil 1).

Çizelge 3. Değişik ölçme yöntemlerinin istatistiksel sonuçları (N-Tipi).

	Sayı	x	mod	med	S	dk	min	max
Poole-Farmer	375	60.16	62	60	6.85	0.11	45	74
Hucka	750	60.40	63	64	7.88	0.13	44	74
ISRM	500	58.32	62	63	8.50	0.15	40	73



Şekil 1. L-Tipi ve N-Tipi Schmidt çekiç ölçüm değerlerine ait histogramlar.

4.3. Varyans Analizi

İkiden fazla grubun ortalamaları arasında anlamlı bir farkın olup olmadığının incelenmesi, varyans analizi yöntemi ile yapılabilmektedir. Genellikle, bu analizde toplanan tüm verilerin toplam varyansının değişik kaynaklardan ve kısımlardan oluştuğu düşünülür. Bu çalışmada, varyans analizi Schmidt darbe çekiç uygulama

yöntemleri arasında anlamlı bir farkın bulunup bulunmadığının belirlenmesinde kullanılmıştır. Birinci değişim, mermerlerin farklı oluşumu ve litolojik özellikte olmasından kaynaklanmaktadır. Bu nedenle, bu çalışmada tek yönlü varyans analizi yerine iki yönlü varyans analizi uygulanmıştır. Elde edilen değerlere uygulanan iki yönlü varyans analizinde, mermerler arasında belirgin fark bulunması doğaldır. Esas amaç, ölçme yöntemleri arasında belirgin fark bulunup bulunmadığının araştırılmasıdır.

İki yönlü varyans analizinde değişimin iki ana kaynağı olduğu belirtilebilir. Toplam değişimden tanımlanan iki ana değişkenin çıkartılması sonucunda kalan değer, hata varyansıdır. Değişik mermerlerden, değişik yöntemlerle elde edilen veriler incelendiğinde farklı mermerlerden kaynaklanan değişimin satırlar arası, farklı yöntemler arasındaki değişimin ise sütunlar arasında olduğu anlaşılmıştır.

L-Tipi ve N-Tipi Schmidt çekici değerleri üzerinde yapılan iki yönlü varyans testlerinden, mermerler arasında belirgin farklılık olduğu anlaşılmıştır. Ölçme yöntemleri arasında belirgin bir farklılık olduğu kesin olarak anlaşılamamıştır. Bunun kesin olarak belirlenebilmesi için t-testi uygulaması yapılmıştır.

4.4. Yöntemler Arası t-testi

Ölçme yöntemleri arasında belirgin farklılık bulunup bulunmadığı, varyans analizi sonucunda ortaya çıkmaktadır. Bu nedenle, farklılığın hangi boyutta olduğu t-testi ile belirlenmiştir. Örnek ortalamaları arasındaki farka dayanarak, bu iki yöntemle ait değerlerin aynı veri kümesi temsil edip etmediği araştırılmıştır (Çizelge 4 - Çizelge 5).

Çizelge 4. Yöntemler arası t-testi sonuçları (L-Tipi).

Yöntemler	t-testi	Sonuç
Poole Farmer - Hucka	-0.089	kabul
Poole Farmer - ISRM	0.782	kabul
Hucka - ISRM	0.807	kabul

t-kritik : 1.296

testin anlamlılık düzeyi : %10

Çizelge 5. Yöntemler arası t-testi sonuçları (N-Tipi).

Yöntemler	t-testi	Sonuç
Poole Farmer - Hucka	-0.115	kabul
Poole Farmer - ISRM	0.843	kabul
Hucka - ISRM	0.897	kabul

t-kritik : 1.296

testin anlamlılık düzeyi : %10

Elde edilen sonuçlar incelendiğinde L-Tipi çekiç ile yapılan ölçmelerde, yöntemler arasında belirgin bir farklılığın olmadığı anlaşılmıştır. N-Tipi çekiç için de yöntemler arasında belirgin bir farklılığın olmadığı ortaya çıkmıştır. Bunun sebebi 25 farklı mermerde ölçülmüş olması, fakat farklı bir kayaç olmayışıdır. Örneğin; bir granit, diyabaz, serpantin, gabro v.b. değişik kayaçlar ölçülseydi farklılıklar görülebileceği düşünülmektedir.

5. KAYNAKLAR

Arday C. ve Göktan R.M., 1993, Schmidt Çekici Ölçme Yöntemlerinin İstatistiksel Karşılaştırması, Kaya Mekaniği Bülteni 9, s25-35, Kasım.

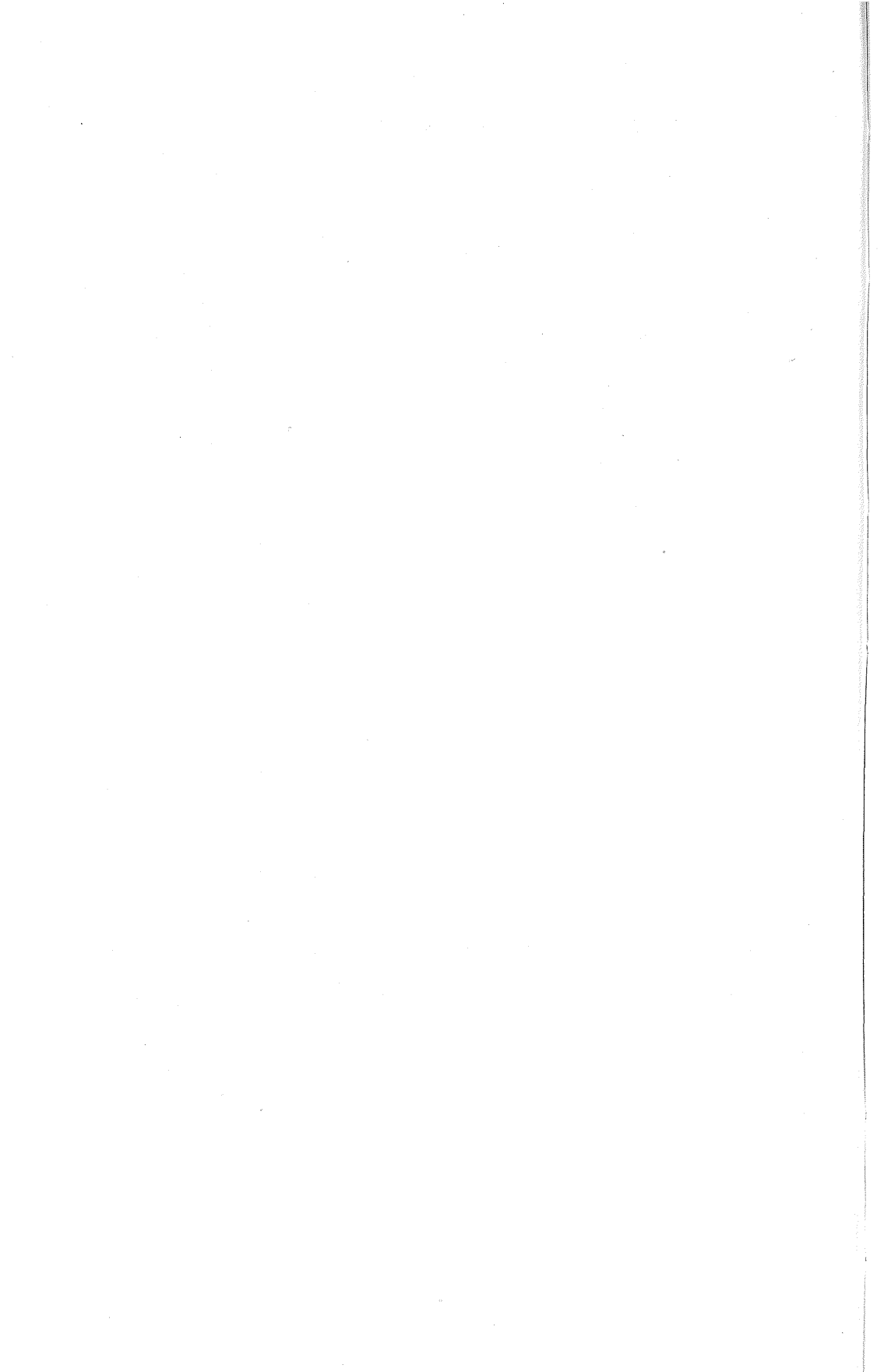
ELE, 1994, Schmidt Hammer Type L User Manual, Swiss Federal Institute for Testing Materials in Zurich Switzerland.

Gündüz L., Şentürk A., ve Sarıışık A., 1995, "Yüzey Sertlik Endeks Belirleme Yöntemi ile Mermerlerin Yerinde Basınç Dayanımlarının Kestirimi", Türkiye'de Mermer Dergisi, Sayı: 42, Temmuz/Ağustos, s 6-11.

Hucka V., 1965, A Rapid Method for Determining the Strength of Rocks in Situ, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., V.2. p 127-134.

ISRM, 1978, Suggested Methods for Determining Hardness and Abrasiveness of Rocks, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. and Geomechanics., Abstract, v.15. p 89-98.

Poole R.W. and Farmer I.W., 1978., Geotechnical Factors Affecting Tunnelling Machine Performance in Coal Measures Rocks, Tunnels and Tunnelling, December, p 27-30.



AYRIK SONLU ELEMANLAR YÖNTEMİNİN KAYA MÜHENDİSLİĞİ YAPILARINA UYGUNLUĞU

Applications of Discrete Finite Element Method (DFEM) to Rock Engineering Structures

Ömer AYDAN

Tokai University, Department of Marine Civil Engineering Orido, 3-20-1, Shimizu, 424, Japan

İraj H. P. MAMAGHANI

Nogaya University, Department of Civil Engineering Furo-cho, Chikusa-ku, Nogaya 464, Japan

ÖZET

Kaya kütlelerinde kazılan mühendislik yapılarının duraylılığı kayayı oluşturan malzemenin özelliklerinin yansıması jeolojik olarak oluşmuş süreksizlik takımlarının uzaysal konumu ve mekanik özelliklerine bağlıdır. Son yıllarda süreksizlik takımlarını içeren kaya kütlelerindeki mühendislik yapılarının duraylılık analizleri için değişik yöntemler önerilmiş olup, Goodman'ın eklem elemanı (joint element), Cundall'ın Ayırık Eleman Yöntemi (Distinct Element Method), Shi'nin Deformasyon Süreksizlik Analiz Yöntemi (Displacement Discontinuity Analysis Method) bu tür yöntemlerin belli başlıları olarak sayılabilir. Kısmi olarak bu yöntemler kaya kütlelerinin analizini mümkün kılmakla beraber, mühendislik yapılarının tasarımında kullanılacak niteliğe ulaştığını söylemek oldukça güçtür. Bu çalışmada yazarlar süreksizlik içeren kaya kütlelerinde kazılan mühendislik yapılarının duraylılık analizlerini amaç edinen Ayırık Sonlu Elemanlar Yöntemi (Discrete Finite Element Method - DFEM) olarak adlandırdıkları yeni bir yöntemi önermekte ve bunun kaya mühendisliği yapılarına olan uygulamalarını vermektedirler.

ABSTRACT

The stability of rock engineering structures in discontinuous rock mass depends not only the mechanical properties of rock itself but also the spatial distribution and mechanical properties of discontinuities in rock mass. Several methods such as Goodman's joint element, Cundall's Distinct element method (DEM) and Shi's Displacement Discontinuity Analysis method (DDA) are proposed for the analysis of the stability of engineering structures in discontinuous rock masses. In spite of partial success of these methods, it is difficult to say that they can be used for the design of rock engineering structures. In this paper, the authors propose a new method, which is called *Discrete Finite Element Method - DFEM*, for such a purpose. Firstly, the theoretical formulation of the method is described and then its applicability to the stability assessment of several rock engineering structures is shown and discussed.

1 GİRİŞ

Süreksizlik takımlarını içeren kaya kütlelerinde kazılan mühendislik yapılarının duraylılığı kayayı oluşturan malzemenin özelliklerinin yansıması jeolojik olarak oluşmuş süreksizlik takımlarının uzaysal konumu ve mekanik özelliklerine bağlıdır. Son yıllarda süreksizlik takımlarını içeren kaya kütlelerindeki mühendislik yapılarının duraylılık analizleri için önerilen yöntemlerin belli başlı olanları arasında Goodman'ın eklem elemanı (joint element), Cundall'ın Ayırık Eleman Yöntemi (Distinct Element Method), Shi'nin Deformasyon Süreksizlik Analiz Yöntemi (Displacement Discontinuity Analysis Method) sayılabilir (Goodman ve diğerleri 1968, Cundall 1970, Shi 1988). Goodman'ın eklem elemanı sonlu elemanlar yönteminde kullanılmak üzere Ngo ve Scordelis'in kontak (contact) elemanının geliştirilmiş bir şeklidir (Ngo ve Scordelis 1967). Bu eleman bu alanda yeni gelişmelerin

oluşumuna neden olmakla beraber büyük blok yerdeğiştirmelerinin modellenmesinde pek başarılı olamamıştır.

Aynı yıllarda Cundall tarafından Ayrık Element Yöntemi olarak adlandırılan başka bir yöntem önerilmiştir. Bu yöntemde ilk önceleri kaya blokları rijit olarak ve blok kontakları ise elastik ve viskoz özelliklere sahip bir boyutlu normal ve kesme kontak elemanları ile modellenmektedir. Son yıllarda bu yöntem kaya bloklarının deforme olabileme özelliğininde gözönüne alabilen bir duruma getirilmiştir. Bu yöntemde bütün elemanların rijitlik matrisi birleştirilerek toplam matris oluşturulmadan denklem sistemi basamak basamak çözülmektedir. Bu nedenle blok sisteminden bir bloğun ayrılması nedeniyle matrisin çözümünde oluşabilecek matematiksel teklik (singularity) olayı önlenmekte, blok sisteminde oluşabilecek kopma, uçma ve çarpışma gibi olgular modellenebilir hale gelmektedir. Kaya mekaniğinde devrim yapan bu yöntemin en büyük eksikliği deneylerde elde edilen veriler aynen kullanıldığında fiziksel olarak oluşan olguları modelleyememektedir. Bugün bu yöntem oluşmuş bir fiziksel olgunun verilerinin değerlerinde oynamalar yaparak sayısal olarak yeniden modellenmesinin dışında pek başarılı olduğu söylenemez. Ayrıca analizlerde kullanılan viskoz özellikler deneylerden elde edilmeyip analiz eliptik çözüme ulaşacak şekilde program tarafından otomatik olarak belirlenmektedir. Bu nedenle analizlerdeki zaman kavramı gerçek anlamdaki zamandan farklı hale gelmektedir.

Shi'nin önerdiği Deformasyon Süreksizlik Analiz Yöntemi (Displacement Discontinuity Analysis Method) ise Cundall'inkinin hemen hemen aynısı olup, tek farklılık her bir elemanın rijitlik matrisini ekliyerek toplam matris oluşturularak çözüm elde edilmektedir. Dinamik problemlerde viskoz sönüm elemanının yerine, zaman için integrasyon yaparken zaman basamağını büyük olarak hesaplamadan dolayı oluşan fiziksel anlamı olmayan viskoz sönümden yararlanılmaktadır. Bu nedenle hem mekanik hemde sayısal açıdan kusurlu olan bu yöntemin en kısa zamanda ortadan kalkması kaya mekaniğinin gelişimi için iyi olacaktır.

Yukarıdaki kısa tartışmadanda görüleceğİ üzere hem fiziksel hemde sayısal olarak anlamı olan bir yöntemin gerekliliğİ kaçınılmazdır. Bu çalışmada yazarlar süreksizlik içeren kaya kütlelerinde kazılan mühendislik yapılarının duraylılık analizlerini amaç edinen ve sonlu elemanlar yöntemini temel alan Ayrık Sonlu Elemanlar Yöntemi (Discrete Finite Element Method - DFEM) olarak adlandırdıkları yeni bir yöntemi önermektedir. İlk önce bu yöntemin temel kavramları ve kuramı sunulmakta ve daha sonra kaya mühendisliğİ yapılarına olan uygulamaları verilmektedir.

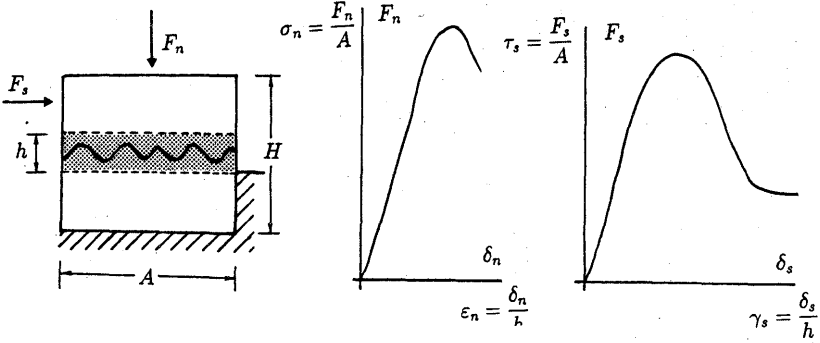
2 KAYA SÜREKSİZLİĞİNİN MEKANİK OLARAK MODELLENMESİ

Kaya süreksizliklerin mekanik olarak modellenmesi ile ilgili olarak bugüne kadar oldukça çok çalışmaların olmasına karşın, herkesin kabul ettiğİ bir mekanik modelin henüz geliştirildiğİ söylenemez. Bu konuda yapılan ilk çalışmalarda, Hertz'in veya Mindlin'in kuramsal kontak modelleri kullanılarak bazı modeller süreksizlikler için öne sürülmüştür. Maalesef, bu modeller çok ideal durumlar için geçerli olması nedeniyle kaya mekaniğinde pek kullanılamamaktadır. Bu nedenle direk kesme deneyinde elde edilen sonuçlara dayanan modeller geliştirilmiş olup bunlar yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu tür modelleri genelde 3 gruba ayırmak mümkündür:

- 1) Yük - deformasyon tipi model (Ngo ve Scordelis 1967, Cundall 1971): Bu tip modellerde süreksizliklerin kalınlığı olmadığı varsayılmakta ve direk kesme deney sonuçları aynen sayısal analizlerde kullanılmaktadır. Deney sonuçlarının numune boyutuna bağılı olarak değışmesi nedeniyle bu şekilde bir modelleme objektif ve genel bir yaklaşım olamamaktadır.
- 2) Gerilme - deformasyon tipi model (Goodman ve diğİerleri 1968): Bu tür modelleme oldukça yaygın olarak kullanılmakta isede deney sonuçlarının numune boyutuna bağılı olarak değışmesi nedeniyle objektif ve genel bir yaklaşım olamamaktadır.
- 3) Gerilme - birim deformasyon tipi model (Ghaboussi ve diğİerleri 1974, Aydın ve diğİerleri 1990) (Şekil 1): Bu tür modelleme mekanik açıdan objektif ve genel bir

yaklaşım olması nedeniyle en uygun olanıdır. Yalnız bu modelde birim deformasyonların tanımı için süreksizlik kalınlığının tanımlanması gerekmektedir.

Bu çalışmada yazarlar üçüncü yaklaşımı tercih edeceklerdir.



Şekil 1 Süreksizliklerin mekanik davranışının modellenmesi

3 MEKANİK VE SONLU ELEMENLAR MODELLEMESİ

Dinamik denge denklemi temel alınır ve malzemelerin mekanik davranışı Kelvin tipi visko-elastik olduğu varsayılırsa, denge denkleminin sonlu elemanlar şekli aşağıdaki hali alır (Mamaghani ve diğerleri 1994, Aydan 1994):

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{U}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{U}} + \mathbf{K}\mathbf{U} = \mathbf{F} \quad (1)$$

Burada

$$\mathbf{M} = \int_{\Omega_e} \rho \mathbf{N}^T \mathbf{N} d\Omega, \quad \mathbf{C} = \int_{\Omega_e} \mathbf{B}^T \mathbf{D}_v \mathbf{B} d\Omega, \quad \mathbf{K} = \int_{\Omega_e} \mathbf{B}^T \mathbf{D}_e \mathbf{B} d\Omega, \\ \mathbf{F} = \int_{\Omega_e} \mathbf{N}^T \mathbf{b} d\Omega + \int_{\Gamma_{te}} \bar{\mathbf{N}}^T \mathbf{t} d\Gamma$$

Deplasmanın zaman için Taylor açılımı kullanılırsa, (1) nolu denklem aşağıdaki hale gelir:

$$\bar{\mathbf{K}}\mathbf{U}_{n+1} = \bar{\mathbf{F}}_{n+1} \quad (2)$$

Burada

$$\bar{\mathbf{K}} = \frac{1}{\Delta t^2} \mathbf{M} + \frac{1}{2\Delta t} \mathbf{C}, \quad \bar{\mathbf{F}}_{n+1} = \left(\frac{2}{\Delta t^2} \mathbf{M} - \mathbf{K} \right) \mathbf{U}_n - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \mathbf{M} - \frac{1}{2\Delta t} \mathbf{C} \right) \mathbf{U}_{n-1} + \mathbf{F}_n$$

Eğer denge denklemindeki atalet terimi ihmal edilir ve malzemelerin mekanik davranışları birim deformasyon hızına bağlı olmadığı varsayılırsa, (1) nolu denklem aşağıdaki hali alır:

$$\mathbf{K}\mathbf{U} = \mathbf{F} \quad (3)$$

4 BLOK KONTAKLARININ MODELLENMESİ

Kaya süreksizliklerini modellemek üzere bu çalışmada Ngo ve Scordelis'in önerdiği kontak elemanın geliştirilmiş bir şekli kullanılacaktır. Şekil 2'deki gibi 2 boyutlu bir fiziksel uzayda (l, m) ile adlandırılmış 2 düğüm noktalı bir eleman ile koordinat sistemleri (oxy) ve $(o'x'y')$ 'yi düşünelim. Eğer birim deformasyon $\varepsilon_{y'y'}$ ihmal edilebilecek bir büyüklüğe sahipse, geriye kalan birim deformasyonlar

$$\varepsilon_{x'x'} = \frac{\partial u'}{\partial x'}, \quad \gamma_{x'y'} = \frac{\partial v'}{\partial x'} \quad (4)$$

olarak tanımlanabilir. Eleman içindeki deplasmanın interpolasyon fonksiyonun aşağıda verildiği gibi doğrusal olduğu varsayalım

$$N_l = \frac{1}{2}(1 - \xi), \quad N_m = \frac{1}{2}(1 + \xi) \quad (5)$$

Burada $\xi = (2x' + x'_l + x'_m)/L$, $L = (x'_l - x'_m)$. Dolayısıyla birim deformasyon ile düğüm noktalarının deplasmanları arasındaki ilişki

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{x'x'} \\ \gamma_{x'y'} \end{Bmatrix} = \frac{1}{L} \begin{bmatrix} -1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U'_l \\ V'_l \\ U'_m \\ V'_m \end{Bmatrix} \quad (6)$$

olarak elde edilir. Kontak elemanın rijitlik matrisi açık şekilde (1) ve (6) nolu denklemlerden aşağıdaki gibi elde edilir:

$$\mathbf{K}' = \begin{bmatrix} k'_n & 0 & -k'_n & 0 \\ 0 & k'_s & 0 & -k'_s \\ -k'_n & 0 & k'_n & 0 \\ 0 & -k'_s & 0 & k'_s \end{bmatrix} \quad (7)$$

Burada

$$k'_n = E_n \cdot \frac{A_c}{x'_m - x'_l}, \quad k'_s = G_s \cdot \frac{A_c}{x'_m - x'_l}, \quad A_c : \text{elemanın kontak alanı.}$$

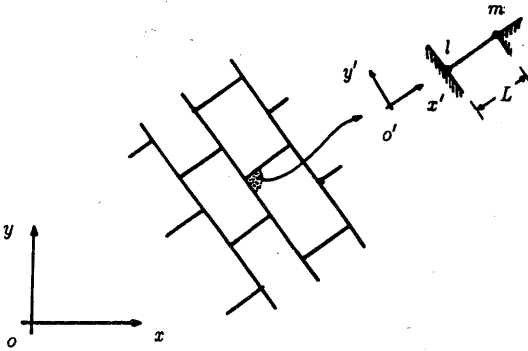
Yerel koordinat sisteminde elde edilen bu rijitlik matrisi aşağıdaki transformasyon ilişkisini kullanarak genel koordinat sistemindeki rijitlik matrisine dönüştürülür:

$$\mathbf{K} = \mathbf{T}^T \mathbf{K}' \mathbf{T} \quad (8)$$

Burada

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta & 0 & 0 \\ -\sin \theta & \cos \theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \cos \theta & \sin \theta \\ 0 & 0 & -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix}, \quad \theta = \tan^{-1} \left(\frac{y_m - y_l}{x_m - x_l} \right)$$

Viskozluk veya sönümlülük matriside benzer bir şekilde elde edilebilir.

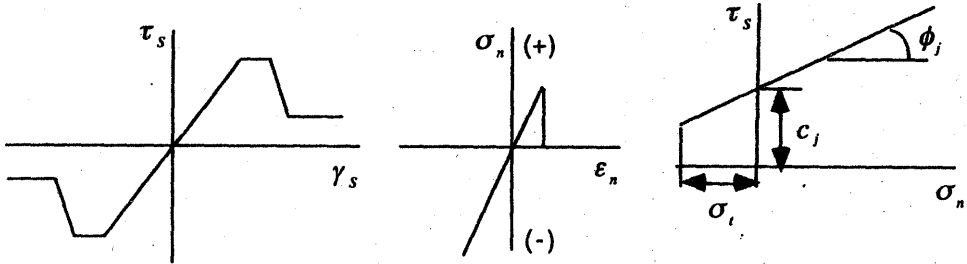


Şekil 2 Kontak eleman

4 UYGULAMALAR

Yukarıda verilen formülasyon çok genel olmakla beraber, sağlam kaya ile özellikle süreksizliklerin viskoz veya visko-plastik davranışları üzerine deneysel çalışmaların çok az olması nedeniyle, bu çalışmada (1) nolu denklem sisteminin eliptik şekli olan (3) Nolu denklem sisteminin çözümü yapılacaktır. Mamafih, deneysel çalışmalar yeterli bir düzeye ulaşması halinde (1) nolu denklem sisteminin çözülmesi bilgi sayarların hızla geliştiği bu devirde daha gerçekçi olacaktır.

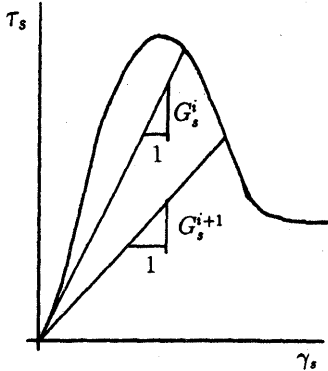
Bu çalışmada süreksizliklerin davranışı elasto-plastik olarak modellenmekte (Şekil 3), plastik davranışın sayısal çözümünde sekant (secant) yöntemi kullanılmaktadır. Bu yöntemin ana ilkesi Şekil 4'de gösterilmiştir. Ayrıca, blokların büyük deplasmanlarını modellemek üzere yenilenen Lagrange yöntemi (Updated Lagrange Method) kullanılmaktadır. Başka bir deyişle, bu yöntemde her bir ötelemede oluşan düğüm noktalarının deplasmanları o noktanın koordinatına eklenmekte ve rijitlik matrisleri tekrar hesaplanmaktadır.



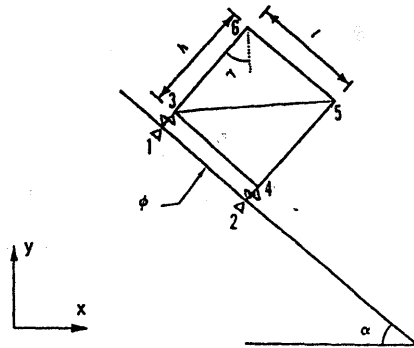
Şekil 3 Kontak elemanın mekanik davranış modeli

4.1 Eğimli bir yüzey üzerindeki bloğun duraylılığı

İlk 2 örnekte eğimli bir yüzey üzerinde bulunan dikdörtgen bir bloğun duraylılığı incelenmiştir (Şekil 5). Çizelge 1'de analizlerde kullanılan bloğu oluşturan malzemenin ve süreksizliğin mekanik ve fiziksel özellikleri verilmiştir.



Şekil 4 Sekant modeli



Şekil 5 Eğimli bir yüzey üzerindeki dikdörtgen bloğun modeli

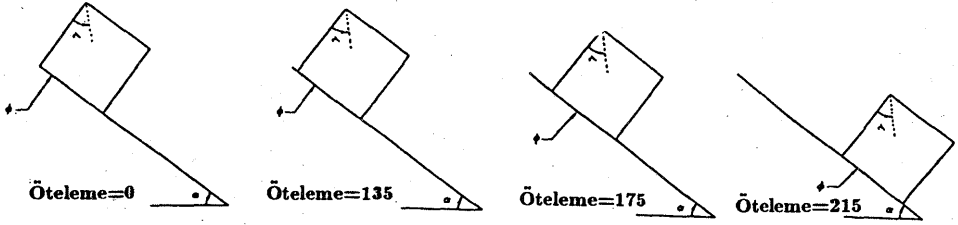
Çizelge 1: Malzeme özellikleri

Bloğun özellikleri			Kontak elemanın özellikleri		
E	ν	Birim Ağırlık	En	Gs	h
GPa		kN/m ³	GPa	GPa	mm
50	0.2	25	50	0.5	5

Çizelge 2: Malzeme özellikleri

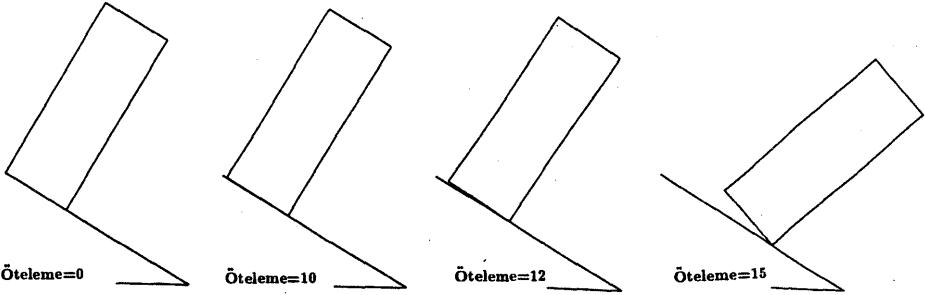
Bloğun özellikleri			Kontak elemanın özellikleri				
E	ν	Birim Ağırlık	En	Gs	h	cj	φj
GPa		kN/m ³	MPa	kPa	mm	kPa	(°)
1	0.2	25	10	50	10	0	25

Şekil 6 36° eğimli bir yüzey üzerinde yüzey ile sürtünme açısı 35° olan $0.5 \times 0.5\text{m}$ 'lik bir bloğun öteleme sayısına bağlı olarak uzaysal yerdeğişimini göstermektedir. Bloğun deplasmanı 215'inci ötelemede yaklaşık 82 santimetreye ulaşmaktadır.



Şekil 6 Eğimli bir yüzey üzerinde kayan dikdörtgen bloğun öteleme sayısına bağlı olarak yer değişirmesi

Şekil 7 30° eğimli bir yüzey üzerinde yüzey ile sürtünme açısı 35° olan $0.5 \times 1.5\text{m}$ 'lik bir bloğun öteleme sayısına bağlı olarak uzaysal yerdeğişimini göstermektedir. Şekildende görüleceği üzere blok hem kaymakta hemde en alt köşesine göre dönerek devrilmektedir. Başka bir deyişle bloğun yenilme biçimi kayma-devrilme şeklinde olmaktadır. Ayrıca bloğun arka yüzeyinin alt köşesindeki ayrılma olgusu iyi bir şekilde simule edilebilmektedir. Bu 2 basit örneklerde görüleceği üzere önerilen yöntemle bugüne kadar sonlu elemanlar yöntemi ile büyük deplasmanların modellenemeyeceğine ilişkin ön yargının yanlış olduğu gösterilmektedir



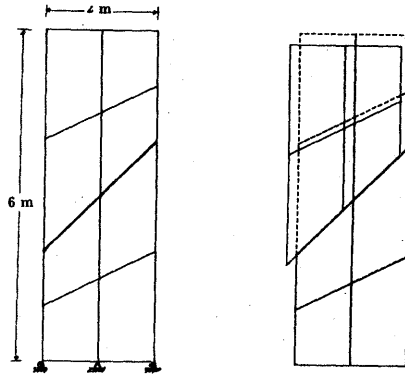
Şekil 7 Eğimli bir yüzey üzerinde kayan ve devrilen dikdörtgen bloğun öteleme sayısına bağlı olarak yer değişirmesi

4.2 Tipik kaya mühendisliği yapılarının duraylılığı

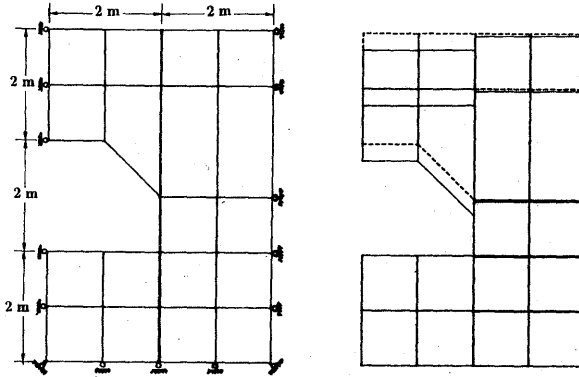
Bu bölümde verilen örneklerde tipik kaya mühendisliği yapılarının duraylılığı incelenmektedir. Çizelge 2'de analizlerde kullanılan bloğu oluşturan malzemenin ve süreksizliğin mekanik ve fiziksel özellikleri verilmiştir. Yükleme malzemenin ölü ağırlığından kaynaklandığı varsayılmıştır.

Şekil 8 45° eğimli bir süreksizlik içeren bir topuğun deformasyon öncesi ve 50'inci ötelemedeki deformasyon durumunu göstermektedir. Şekildende görüleceği üzere fiziksel olarak oluşması beklenen kayma tipi duraysızlık olgusu modellenenmektedir.

Şekil 9 90° eğimli bir süreksizlik içeren bir kaya kütleğinde açılan sığ derinlikteki bir yeraltı açıklığının deformasyon öncesi ve 50'inci ötelemedeki deformasyon durumunu göstermektedir. Şekildende görüleceği üzere fiziksel olarak açıklığın tavanında olması gereken kayma tipi duraysızlık olgusu iyi bir şekilde modellenmektedir.

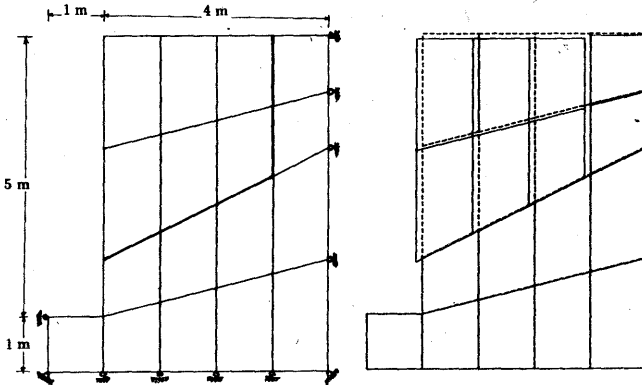


Şekil 8 Süreksizlik içeren bir topuğun deformasyon öncesi ve 50'nci ötelemedeki deformasyon durumu



Şekil 9 90° eğimli bir süreksizlik içeren bir kaya kütesinde açılan sığ derinlikteki bir yeraltı açıklığının deformasyon öncesi ve 50'nci ötelemedeki deformasyon durumu

Şekil 10 27° ve 90° eğimli iki süreksizliği içeren bir şevin deformasyon öncesi ve 50'nci ötelemedeki deformasyon durumunu göstermektedir. Şekildende görüleceği üzere fiziksel olarak oluşması beklenen 90° eğimli süreksizlikteki ayrılma ve 27° eğimli süreksizlik boyunca kayma tipi duraysızlık olguları iyi bir şekilde modellenmektedir.



Şekil 10 Düşey ve eğimli süreksizlikler içeren bir kaya şevinin deformasyon öncesi ve 50'nci ötelemedeki deformasyon durumu

Yukarıda analizleri yapılan sayısal örnekler ilk yazarın yapmış olduğu model deneylerinin sonuçları ilede çok iyi bir uyum içersindedir (Aydan 1989, Aydan ve diğerleri 1989)

5 SONUÇLAR

Bu çalışmada süreksizler içeren kaya kütlelerinin sayısal olarak modellenmesi için yeni bir yöntem önerilmiştir. Bu yöntem sonlu elemanlar yöntemini temel almakta ve yenilen Lagrange (Updated Lagrangian Method) tekniğini kullanarak bugüne kadar sonlu elemanlar yöntemi ile büyük deplasmanların modellenemeyeceğine ilişkin ön yargıyı ortadan kaldırmaktadır. Gerçek kaya yapılarına yapılan uygulamalarla burada öne sürülen yöntemin geçerliliği ve güvenilirliği sınanmıştır. Mamafih, daha gerçekçi çözümler için atalet terimininde gözönüne alınması gerekli olup, yazarların ilerideki yayınlarında bu tür çözümlere yer verilecektir.

KAYNAKLAR

- Aydan, Ö. (1989). The stabilisation of rock engineering structures by rockbolts. Doctorate Thesis, Nagoya University.
- Aydan, Ö. (1994). The dynamic response of an infinitely long visco-elastic layer under gravitational loading. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 13(3), 181-186.
- Aydan, Ö., Y. Shimizu, Y. Ichikawa (1989). The Effective Failure Modes and Stability of Slopes in Rock Mass with Two Discontinuity Sets. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 22(3): 163-188.
- Aydan, Ö., Y. Ichikawa, and T. Kawamoto (1990). Numerical Modelling of Discontinuities and Interfaces in Rock Mass. *Proc. of the 4th Japan Computational Mechanics Symposium, JUSE*, 40-46.
- Cundall, P. A. (1971). A Computer Model for Simulating Progressive, Large-Scale Movements in Blocky Rock Systems. *Proc. Int. Symp. on Rock Fracture*, II-8, Nancy.
- Ghaboussi, J., E.L. Wilson, J. Isenberg (1973). Finite Element for Rock Joints and Interfaces. *J. Soil Mechs. and Found. Eng. Div., ASCE*, SM10, 99(10): 833-848.
- Goodman, R. E., R. Taylor, T.L. Brekke (1968). A Model for the Mechanics of Jointed Rock. *J. Soil Mechs. and Found. Eng. Div., ASCE* SM3, 94(3): 637-659.
- Mamaghani, I.H.P, Baba, S., Aydan, Ö. and Y. Shimizu (1994). Discrete finite element method for blocky systems. *Proc. Computer Methods and Advances in Geomechanics*, Morgantown, 1, 843-850.
- Ngo, D. ve A.C. Scordelis (1967). Finite element analysis of reinforced concrete beams. *ACI J.* 152-163.
- Shi, G.H. 1988. Discontinuous Deformation Analysis: A New Numerical Model for the Statics and Dynamics of Block System. *Ph.D. Thesis, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley*, 378p.

SİSMİK DALGA HIZLARI İLE SPT VE PRESSİOMETRE DENEY SONUÇLARI ARASINDAKİ İLİŞKİLERİN İNCELENMESİ

Correlation between seismic wave velocities and SPT, pressuremeter tests

Hasan ŞİŞMAN

DLH İnşaatı Genel Müdürlüğü
Araştırma Dairesi Başkanlığı, Ankara

ÖZET

Sismik kırılma çalışmaları ile belirlenen, P ve S dalga hızları ile zeminlerin bazı özellikleri (Standart Penetrasyon N değeri, pressiometre deney sonuçları, birim hacim ağırlığı, serbest basınç dayanımı, kohezyon, içsel sürtünme açısı) arasındaki ilişkiler değişik zemin sınıflarında incelenmiştir.

Zeminlerin mekanik özellikleri ile sismik dalga hızları (özellikle S dalga hızı) arasında oldukça iyi ilişkilerin olduğu görülmüştür. En küçük mutlak değerler yöntemi kullanılarak bu ilişkilerin herbirinin ampirik bağıntıları bulunmuştur.

Her çeşit zemin için S dalga hızları ile yerin mekanik doğal özellikleri arasında çok yakın ilişkilerin bulunduğu ve S dalga hızlarının mühendislik çalışmalarında kullanımının önemi belirtilmiştir.

ABSTRACT

In this work, we discuss the relation of some index properties (N value of Standart Penetration test and pressuremeter test, laboratory results; unit weight, unconfined compressive strength, cohesion, internal friction angle) of soil ground to P and S seismic refraction wave velocities on different soil types. Mathematical equations were done by using least absolute deviation method and fairly good correlation were obtained between seismic velocities (particularly S wave velocities) with soil mechanical parameters. We have thus obtained an emprical formula for each.

At any rate it may be said that the S wave velocity has a very close relation the mechanical nature of ground and consequently that the importance of the S wave velocity in terms of its utilization in engineering has been made clear.

1. GİRİŞ

Son yıllarda çok katlı binaların çoğalması ile inşaat mühendisliğinde deprem risklerine karşın bina ve zeminlerin dinamik tepkilerinin belirlenmesi amacıyla yapılan çalışmalarda da paralel bir artış gözlenmektedir. Özellikle büyük mühendislik yapılarında dinamik karakteristiklerin belirlenerek titreşim problemlerinin çözümü için sismik P ve S dalga hızlarının belirlenmesi önem taşımaktadır. Yine P ve S dalga hızları sökülebilirlik çalışmalarında kaya ve zeminlerin özellik ve sınırlarının belirlenmesinde bize önemli bilgiler vermektedir.

Günümüzde özellikle demiryolu, otoyol, baraj, gibi büyük mühendislik projelerinde zemin ve kayaçların fiziksel niteliklerini ortaya çıkarmak amacıyla sismik kırılma çalışmaları ve sondajlar yaygın olarak kullanılmaktadır. Açılan bu sondaj kuyularında değişik derinliklerde genellikle 1.5-2 m arayla ve zemin özelliklerinin değiştiği derinliklerde SPT ve Pressiometre gibi deneyler yapılmaktadır.

Yüzeyden yapılan P ve S sismik kırılma çalışmaları özellikle sığ araştırmalarda enerji kaynağı olarak çekiç kullanılarak pratik ve hızlı bir şekilde yapılabilirdiğinden, ön etütlerde yaygın olarak kullanılan yerinde ölçüm yöntemlerinin başında gelmektedir.

Bu çalışmaların yanı sıra SPT ve Shelby tüpüyle alınan örnekler üzerinde laboratuvarında gerekli deneyler yapılarak zemin sınıfları belirlenmektedir. Örselenmemiş numuneler üzerinde konsolidasyon, serbest basınç, üç eksenli gibi standart deneyler yapılarak zemine ait serbest basınç dayanımı, içsel sürtünme açısı, kohezyon, birim hacim ağırlığı gibi önemli zemin parametreleri belirlenmiştir. Bu çalışmada çeşitli projeler kapsamında gerçekleştirilen SPT, Pressiometre, P ve S dalga hızı ve laboratuvarında yapılan deneylerin sonuçları sistematik bir şekilde toplanarak, bu veriler arasındaki ilişkiler incelenmiş ve uygun matematiksel bağıntılar verilmiştir. Sismik dalga hızları özellikle S dalga hızları ile SPT (N) darbe sayısı, serbest basınç dayanımı ve limit basınç arasında oldukça iyi ilişkiler görülmektedir. Bu verilerin incelenmesi esnasında zeminlerin elastik özellikleri ile ilgili önemli bilgiler elde edilmiştir.

2. HIZ ÖLÇÜM YÖNTEMİ

Sismik kırılma yöntemi yüzeyden yapılan çalışmalarda özellikle sığ etütlerde, sinyal biriktirmeli cihazların gelişimi ile basit ve hızlı ölçü alınmasına olanak sağladığından, enerji kaynağı olarak çekiçten yararlanılarak yaygın bir şekilde kullanılmaktadır.

Bu yöntemin özellikle yerleşim yerlerinde, düşük hız zoneı içeren yumuşak zeminlerde uzun ölçüm profillerine ve dinamit gibi büyük enerji kaynaklarına gereksinim duyulması nedeniyle uygulama olanağı zordur. Bu durumlarda işin önem derecesi göz önünde bulundurularak sondaj kuyusu içinde doğrudan varışları kaydeden log yöntemleri kullanılmalıdır. Ancak sondaja gereksinim duyulduğundan bu yöntem daha pahalı ve zaman alıcıdır.

3. STANDART PENETRASYON DENEYİ (SPT)

Özellikle kohezyonsuz zeminlerin yaklaşık yerinde göreceli sıkılığını saptamak için geliştirilmiş olan bir deney yöntemidir. Standart penetrasyon deneyleri sondaj kuyularında 2 in. (51 mm) dış çaplı standart bir örnek alıcı yarık tüpün yardımıyla yapılır. Örnek alıcı 30 in. (76 cm) yükseklikten 140 Lb (63.5 kg) ağırlığındaki bir şahmerdanın düşürülerek tekrarlanan darbeleri ile zemine 18 in. (45 cm) sokulur. Bu darbeler tijin üstünde yer alan çakma başlığı sayesinde kuyu tabanındaki örnek alıcıya iletilmektedir. Sadece son 30 cm'lik standart penetrasyon değerleri (N değeri) olarak kullanılır. 45 cm'lik çakma sırasında her 15 cm'lik çakma için darbe adetlerinin sayılması iyi bir uygulama şeklidir. Bu şekilde kuyu tabanındaki değişik özellikteki zeminin derinliği daha sağlıklı belirlenir. Çakma işlemini zorlaştıran çakıl, blok veya çimentolanmış yerler saptanır.

SPT darbe sayıları belirlendikten sonra kuyudan takımla beraber tüp çıkarılır ve açılarak içindeki zemin cinsi belirlenir. Zemin örneği bir kavanoza konularak ağız sıkıca kapatılır ve parafinlenir. Bu örnek üzerinde laboratuvar da çeşitli deneyler yapılarak zemin sınıfı belirlenir.

4. PRESSİOMETRE DENEYİ

Pressiometre deneyleri ile zeminlerin yerinde elastisite modülleri, taşıma gücü, temel oturmaları ile değişik zemin parametreleri hesaplanabilmektedir (Menard 1976a, 1976b, Baguelin et al 1978).

Sondaj deliğine indirilen bir sonda ile oluşturulan radyal basınçların kuyu çeperinde yol açtığı deformasyonlara karşılık gelen hacim basınç grafiğinin belirlenmesi pressiometre cihazının başlıca çalışma prensibidir.

Pressiometre cihazının başlıca üç bölümü bulunmaktadır. Bunlar, yerüstü ölçme cihazları, sonda (prob) ve basınç ileten plastik borulardır.

Günümüzde gelişmiş pressometre cihazları ile 70 kg/cm² 'ye kadar efektif basınç uygulayarak 5 -200000 kg/cm² arasındaki zemin ve kayaların deformasyon modülünü ölçebiliriz.

5. DAHA ÖNCE YAPILAN ÇALIŞMALAR

Imai ve Yoshimura (1975), Kitsunezaki (1967) tarafından geliştirilen kuyu logu yöntem ve ekipmanlarını kullanarak, ölçülen S dalga hızları ile SPT (N) değerleri arasında, aşağıdaki deneysel bağıntıyı vermiştir. Bu çalışmada kullanılan veri sayısı 192 dir.

$$V_s = 92.1 N^{0.329} \quad (1)$$

Imai and Yoshimura (1975), S dalga hızları ile SPT (N) değerleri arasında iyi ilişki olmasına karşın, P dalgası ile SPT (N) değerleri ilişkisinin daha geniş bir aralıkta dağılım gösterdiğini belirtmişlerdir.

S dalga hızları ile zemin mekaniğinde yaygın olarak kullanılan parametrelerden serbest basınç dayanımı (qu) arasındaki ilişki ilk kez Shima et al (1968) tarafından 12 veri üzerinde incelenmiştir. Imai and Yoshimura bu verileri de kullanarak aşağıdaki deneysel bağıntıyı vermiştir. Bu ilişkilendirmede kullanılan veri sayısı 33 tür:

$$V_s = 147.6 \text{ qu}^{0.417} \quad (2)$$

Pressiometre çalışmalarından elde edilen, net limit basınç (Py) değerleri ile kuyu logu yöntemi ile belirlenen S dalga hızları arasındaki ilişki izleyen şekilde verilmiştir (Imai and Yoshimura 1975).

$$V_s = 144.5 \text{ Py}^{0.377} \quad (3)$$

Vs ile Py arasında iyi bir ilişki bulunmuş olup kullanılan veri sayısı 19 dur. Çalışılma yapılan ortamlar daha çok killi, kumlu, siltli, zeminlerden oluşmuştur.

Imai and Yoshimura (1975) tarafından pressiometre deney sonuçlarından hesaplanan pressiometrik modül, diğer bir deyişle statik modül (Ep) ile kuyu loglarından elde edilen sismik hızlardan hesaplanan, dinamik elastisite modülü (Ed) arasındaki ilişkiyi aşağıdaki deneysel bağıntı ile vermiştir.

$$E_d = 108.4 \text{ Ep}^{0.773} \quad (4)$$

Kullanılan veri sayısı 29 olup çalışılma yapılan ortamlar daha çok killi, kumlu, çakıllı zeminlerdir.

6. VERİLERİN DERLENMESİ VE İLİŞKİLENDİRME YÖNTEMİ

İlişkilendirmede kullanılan veriler Demiryolu Projeleri kapsamında yapılan zemin etütlerinden derlenmiştir.

Proje kapsamında çalışılan bölgeler Kuvaterner ve Pliyosen yaşlı çökellerden oluşmuştur. Çalışılan yerler genel olarak birleştirilmiş zemin sınıflamasına göre MH, inorganik siltler ve CH, yüksek plastisiteli inorganik yağlı killerden oluşmuştur. İki sondajda ise Pliyosen yaşlı kilaşı ve marnlı birimler kesilmiştir.

Çalışma kapsamında 150 adet mekanik sondaj verisi kullanılmıştır. Sondajların derinlikleri 10 - 30 m arasında değişmektedir. Sondajlarda 1.5 metre arayla SPT deneyi yapılmıştır. Açılan sondajlardan SPT tüpüyle 750 adet örselenmiş zemin örneği ve tüple 52 adet bozulmamış zemin örneği alınmıştır.

Sondaj çalışması yapılan bu yerlerde yüzeyden 250 adet karşılıklı atışlı sismik kırılma çalışması yapılarak yeraltı tabakalarının P ve S dalga hızları ölçülmüştür.

Yüzeyden yürütülen bir sismik kırılma çalışması sonucunda sondaj yapılan aynı yerlerde 103 adet P ve S dalga hızı düzeyi belirlenmiştir. Hızı belirlenen bu düzeylerde yapılan SPT darbe sayılarının aritmetik ortalaması alınarak SPT ve sismik hız ilişkilendirmesindeki veri kaynağı oluşturulmuştur. Ayrıca P ve S dalga hızlarından elastik parametreler hesaplanarak ilişkilendirmede kullanılmıştır. SPT deneyinde 15 cm'lik penetrasyon için 50 darbenin üstündeki N değerleri doğru orantı yoluyla belirlenmiştir.

Sondaj kuyularının 15'inde pressiometre deneyi yapılmıştır. Aynı yerde yapılan sismik kırılma çalışması sonucu, 17 zemin düzeyinin P ve S dalga hızları belirlenmiştir. Bu düzeylere karşılık gelen ortalama pressiometre sonuçları, net limit basınç ve pressiometrik modül değerleri ilişkilendirmede kullanılmıştır. Pressiometre çalışması yapılan sondajlardaki zemin örnekleri büyük oranda CH sınıfı yüksek plastisiteli inorganik yağlı killerden oluşmuştur.

Sondajlardan alınan 52 adet örselenmemiş zemin örneği üzerinde birim hacim ağırlığı, üç eksenli basma, tek eksenli basma deneyleri yapılarak belirlenen 52 adet birim hacim ağırlığı, 23 adet serbest basınç dayanımı (q_u), 12 adet kohezyon (c_u), 12 adet içsel sürtünme açısı (ϕ) ve bu düzeylere ait P ve S dalga hızları ve elastik parametre sonuçları ilişkilendirmede kullanılmıştır. Zemin örnekleri genel olarak CH ve MH sınıfındadır.

Sismik dalga hızları ile yerin mekanik parametreleri arasındaki ilişkiyi en iyi şekilde tanımlayacak bağıntıların bulunması amacıyla yaklaştırma yöntemlerine gereksinim duyulmuştur.

Bu amaçla bu tür çalışmalarda sıkça kullanılan ölçülen değerlerle hesaplanan değerlerin farklarını en küçük yapan en küçük kareler yönteminin kullanılması düşünülmüştür. Ancak ölçü hataları ve bir veya birkaç ölçünün diğer ölçü değerlerinden aşırı sapması durumunda, en küçük kareler yöntemi saçılan noktalar yüzünden hatalı sonuçlar verebilmektedir. Saçılan bu noktaların etkisini gideren değişik yaklaştırma yöntemleri bulunmaktadır. Bu çalışmada yaklaştırma yöntemi olarak en küçük mutlak değerler yöntemi kullanılmıştır. Bu yöntemde ölçülen değerlerle hesaplanan değerler arasındaki farklarının mutlak değerleri minimum yapılmaktadır.

Sismik dalga hızları ve yerin mekanik özellikleri ile ilgili veriler arasındaki ilişkiyi en iyi gösteren ve her iki tarafının logaritmasının alınması ile kolayca doğrusallaştırılabilen aşağıdaki bağıntı yaklaştırma fonksiyonu olarak birim hacim ağırlığı dışındaki tüm ilişkilendirmelerde kullanılmıştır.

$$y = ax^b \quad a > 0 \quad (5)$$

x ve y verilerinin logaritmaları alınarak en küçük kareler yöntemi ile a ve b katsayıları saptanır. Bu değerler ön kestirim değeri olarak kullanılarak mutlak sapmalarının en aza indirgenmesi ile fonksiyonumuzun gerçek katsayıları bulunur. Bu çalışmada Press et al (1988) tarafından verilen en küçük mutlak değerler yöntemine göre yazılmış olan bilgisayar programı kullanılarak a ve b katsayıları hesaplanmıştır.

7. ZEMİNLERİN YERİNDE P ve S DALGA HIZLARI

Çalışma yaptığımız alanlarda yer alan Kuvaterner, Pliyosen yaşlı çökellerdeki zeminlerin sınıflamaları elek analizi, likit limit ve plastik indeks özelliklerine dayanılarak yapılmıştır. P dalga hızı değerinin zemin cinslerine göre dağılımı Şekil 1'de verilmiştir. S dalga hızlarının zemin sınıfına göre dağılımı ise Şekil 2'de verilmiştir. Verilerimizde hakim zemin sınıfı CH yüksek plastisiteli inorganik killer ve MH sınıfı inorganik siltlerdir. P dalga hızları yeraltı su seviyesinin altında 300 - 400 m/sn yeraltı su seviyesinin üstünde ise 1300 -1400 m/sn arasında yoğunlaşmıştır. Özellikle 380 - 390 m/sn aralığında veri sayısı altıya ulaşmıştır. CH sınıfı zeminlerde S dalga hızları 60 -160 m/sn ve 270 - 360 m/sn arasında yoğunlaşmıştır.

P dalga hızlarının zemin cinslerine göre dağılımı S dalga hızlarına göre geniş bir aralıkta olmaktadır. S dalga hızları her bir zemin türü için daha dar bir aralıkta yoğunlaşmaktadır. Bu nedenle sadece P dalga hızlarından yararlanarak zemin türünün belirlenmesi zordur. Ancak zeminlerin P dalga hızlarının üst sınırı yaklaşık olarak 2000 m/sn civarındadır. Bu hızdan daha büyük değerler kayalarla karşılık gelmektedir. Bu nedenle P dalga hızları ile zemin ve kaya sınırı belirlenebilmektedir. P dalga hızlarının zemin içindeki değişimine etki eden nedenler değişiktir. Her bir noktada alınan P ve S dalga hızları karşılaştırıldığında, yukarıda belirtilen durumlar açık olarak gözlenmektedir.

Bazı noktalara ait P ve S dalga hızları incelendiğinde bir P dalga hızına karşılık pek çok S dalga hızının görüldüğü bilinmektedir. Ayrıca P dalga hızı sınırı bazı durumlarda S dalga hızı sınırından farklı çıkmaktadır. P dalga hızı kayıtlarında yeraltı su düzeyinin altı ve üstü açık olarak görülür. Yeraltı su düzeyinin altında hız yaklaşık olarak 1200- 1600 m/sn civarındadır.

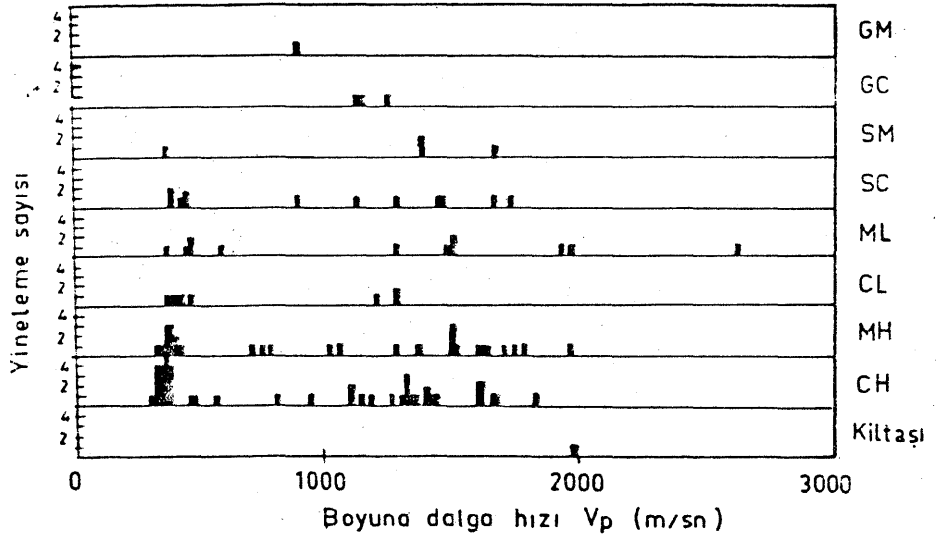
P dalga hızlarındaki değişimin başlıca nedeni su içeriğidir. S dalga hızlarındaki değişimin nedeni ise partiküllerin sıklığı, şekli ve yapısal elastisitesidir.

Şekil 3'de P ve S dalga hızları arasındaki ilişkiler görülmektedir. V_p ve V_s ile gösterilen bu hız değerlerinden Poisson oranları hesaplanarak gruplar arasında çizgilerle gösterilmiştir. Zeminlere ait Poisson oranının su içeriği ile ilgili olarak arttığı ve genel olarak 0.4' den büyük olduğu açık olarak görülmektedir. Bu nedenlerden dolayı S dalga hızları mekanik zemin parametreleri ile çok iyi ilişkiler sağlamaktadır.

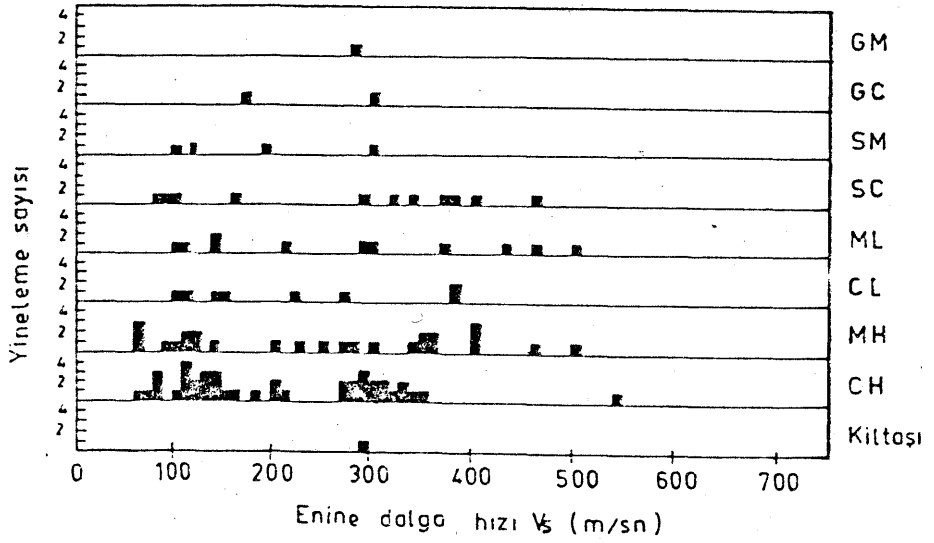
8. ELASTİK DALGA HIZLARI ve SPT N DEĞERİ İLİŞKİSİ

Standart penetrasyon deneylerinden elde edilen N değerinin fiziksel anlamı kuşkuyla da olsa, kullanım kolaylığı nedeniyle temel mühendisliğinde tasarım için zorunlu deneyler arasında yer almaktadır.

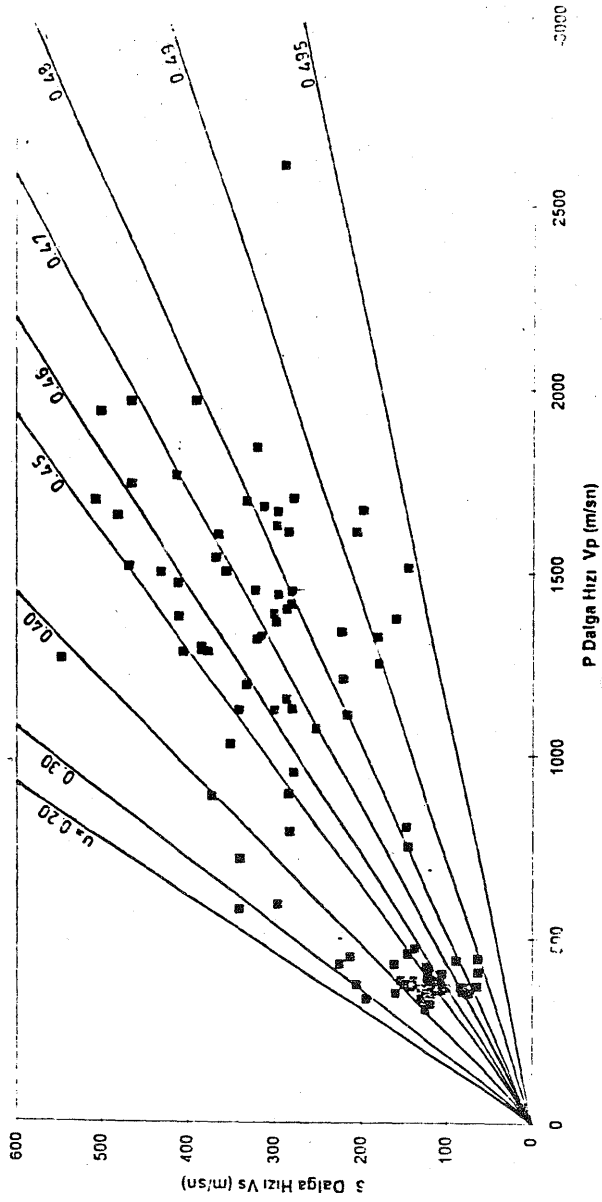
SPT N değerleri ile aynı yerde yüzeyden sismik kırılma çalışmaları sonucu elde edilen P, S dalga hızı değerleri arasındaki ilişkiler aşağıda sırasıyla irdelenecektir.



Şekil 1. P dalga hızlarının zemin sınıflarına göre dağılımı



Şekil 2. S dalga hızlarının zemin sınıflarına göre dağılımı



Şekil 3. P, S dalga hızları ve Poisson oranı (u) ilişkisi

8.1. P Dalga Hızı ile SPT (N) Değeri İlişkisi

Yüzeyden yapılan sismik kırılma çalışmalarından elde edilen P dalga hızları ile aynı derinliklere karşılık gelen SPT (N) değerlerinin aritmetik ortalaması arasındaki ilişki Şekil 4'de verilmiştir. Şekilde gösterilen bu verilerin (5) de verilen fonksiyona yaklaştırılması ile en küçük mutlak değerler yöntemiyle ilgili Press et al (1988) tarafından verilen bilgisayar programı kullanılarak verilere en iyi uyan bağıntı

$$V_p = 108.9 N^{0.562} \quad (6)$$

olarak hesaplanmıştır. P dalga hızı ile SPT değerlerinin dağılımı geniş bir aralıkta olmaktadır. Buna P dalga hızının su düzeyinin altında ani olarak artışı neden olmaktadır. Zeminlerin hemen hemen tümü, belirli bir poroziteye sahiptir. Boşluk oranı tane boyu arttıkça artar. Zeminler sıkıştıklarında boşluk oranları azalmakta, dolayısı ile SPT değerleri büyümektedir. P dalgasının havada yayılma hızı 340 m/sn dir. Bu boşluklar suyla dolu olduğunda buradaki yayılma hızı 1600 m/sn civarındadır. Özellikle porozitesi yüksek kumlarda yeraltı su düzeyinin altında ölçülen değere etki eden başlıca faktör suyun P dalga hızıdır. Özellikle kuru halde düşük P dalga hızı veren zeminler suya doymun hale getirildiğinde, P dalga hızlarında aşırı artışlar olmaktadır. Bunun tersi olarak zeminin dayanım parametreleri azalmaktadır. Bu nedenle verilerimizin yeraltı su düzeyinin altındaki ve üstündeki dağılımı farklıdır. Bu çalışmada 103 adet veri kullanılmıştır. Çalışma yapılan zemin sınıfı CH ve MH dir. (8.1) bağıntısındaki verilerin büyük bir kısmı yeraltı su seviyesinin altında ölçülen değerlerdir. Bu nedenle bu bağıntının tek başına kullanılması sakıncalıdır.

8.2. S Dalga Hızı ile SPT (N) Değeri İlişkisi

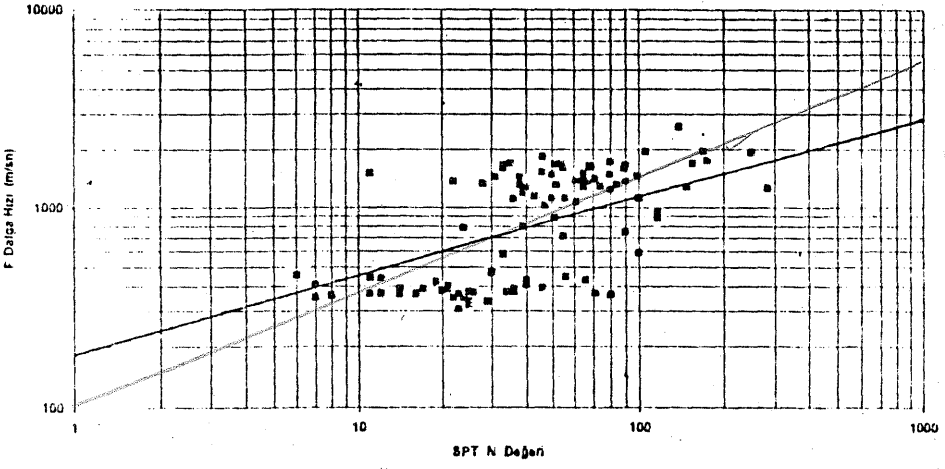
Yüzeyden yapılan sismik kırılma çalışmaları sonucu bulunan S dalga hızları ile aynı yerde yapılan SPT (N) değerleri arasındaki ilişkiler Şekil 5'de verilmiştir. Bu çalışmada tabakaların ortalama hızları kullanılmıştır. Bu düzeylere karşılık gelen ortalama N darbe sayıları grafiklenmiştir. Burada N 30 cm penetrasyona karşılık gelen darbe sayısıdır. Çalışmada zemin cinsleri birleştirilmiş zemin sınıflamasına göre belirlenmiştir.

Şekil 5'de gösterilen bu verilerin (5) de verilen fonksiyona yaklaştırılması ile en küçük mutlak değerler yöntemi ile verilere en iyi uyan bağıntı

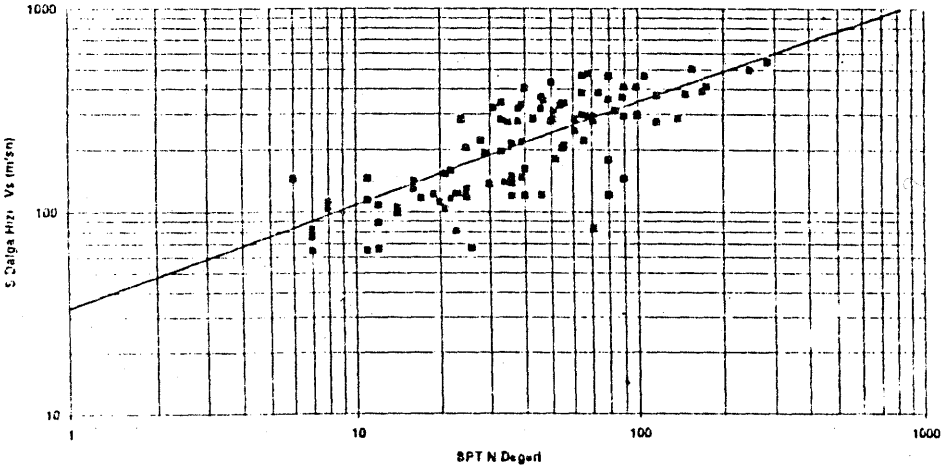
$$V_s = 32.8 N^{0.51} \quad (7)$$

olarak hesaplanmıştır.

Vs ile N arasındaki ilişki Vp ile N arasındaki ilişkiden daha iyidir. Bunun başlıca nedeni, yeraltı su seviyesinden sonra Vp hızlarının artmasıdır. Suda S dalgaları yayılmamaktadır. Bu nedenle suya doymun zeminlerde S dalgaları zeminin katı kısımlarında yayıldığından dolayı zeminlerin sıklığı hakkında önemli bilgileri içermektedir. Vs ile SPT (N) değeri arasında iyi bir ilişki görülmektedir.



Şekil 4. SPT (N) değerleri ile P dalga hızları ilişkisi



Şekil 5. SPT (N) değerleri ile S dalga hızları ilişkisi

Zeminlerin suya doygun olduğu durumlarda P dalga hızının artmasıyla Poisson oranıda artacağından Vp hızıyla birlikte Poisson oranının irdelenmesi bize zeminin durumu hakkında daha fazla bilgi sağlayacaktır. Sadece Vp hızları ile zeminlerin özelliklerinin belirlenmesi çok zordur. Bu nedenle Vp ve Vs hızlarının birlikte belirlenmesi gereklidir.

Yüzeyden yaptığımız sismik kırılma çalışması sonucu elde ettiğimiz Vs hızları ile N değerleri arasındaki (7) bağıntısı Imai and Yoshimura (1975) tarafından kuyu loglarındaki hız değerlerini kullanılarak elde edilen (1) bağıntısı ile paralellik göstermektedir. Ancak kuyu loglarından elde edilen hızlar yüzeyden elde edilen hızlardan bir miktar yüksek çıktığından. (1) bağıntısı daha emniyetli tarafta kalmaktadır.

9. ELASTİK DALGA HIZLARI VE PRESSİOMETRE SONUÇLARI ARASINDAKİ İLİŞKİLER

Arazide açılan sondaj kuyularında yapılan pressiometre deneyi ile değişik seviyelere ait Py net limit basınç ve Ep pressiometrik modülleri ile aynı yerde yüzeyden yapılan sismik kırılma çalışmaları sonucu elde edilen boyuna ve enine sismik dalga hızları arasındaki ilişkiler aşağıda sırasıyla irdelenecektir.

9.1. P Dalga Hızı ile Net limit Basınç (Py) İlişkisi

Boyuna sismik dalga hızı (Vp) ile pressiometre deneyinden elde edilen net limit basınç (Py) arasındaki ilişki Şekil 6'da gösterilmiştir.

Şekil 6'da gösterilen bu verilerin (5) de verilen fonksiyona yaklaştırılması ile Vp dalga hızı ve pressiometre net limit basıncı (Py) verilerine en iyi uyan bağıntı

$$V_p = 89.5 P_y^{0.855} \quad (8)$$

olarak bulunmuştur. Burada, Vp: boyuna (P) dalga hızı (m/sn), Py: net limit basınç (kg/cm²) olarak verilmektedir.

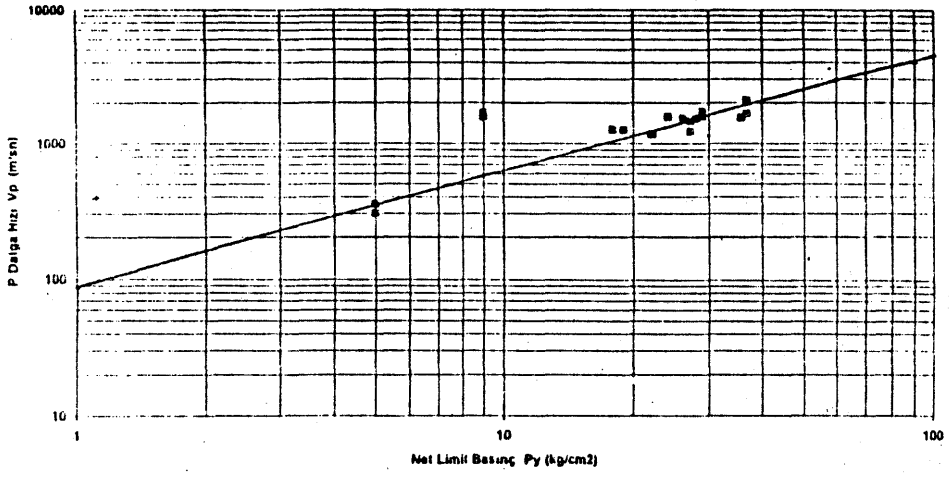
Çalışmada kullanılan veri sayısı 17 dir. Çalışma büyük oranda CH sınıfı killler üzerinde ve genellikle yeraltı su düzeyinin altında yapılmıştır. Bu nedenle iki değer in saçılması dışında buradaki ilişki, Vp ve SPT (N) değeri ilişkisinden daha iyidir.

9.2. S Dalga Hızı ile Net limit Basınç (Py) İlişkisi

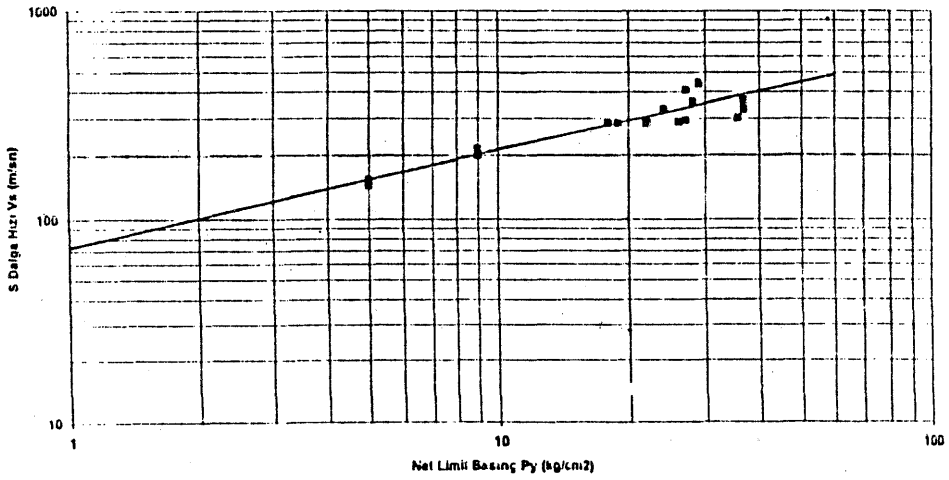
Enine sismik dalga hızı (Vs) ile pressiometre deneyinden elde edilen net limit basınç (Py) arasındaki ilişki Şekil 7'de gösterilmiştir. Bu verilerin (5) deki fonksiyona yaklaştırılması ile Vs enine sismik dalga hızı ve pressiometre net limit basıncı (Py) verilerine en iyi uyan bağıntı

$$V_s = 74.06 P_y^{0.458} \quad (9)$$

olarak bulunmuştur. Burada, Vs: enine (S) dalga hızı (m/sn).



Şekil 6. Pressiometre net limit basıncı (P_y) ile P dalga hızları ilişkisi



Şekil 7. Pressiometre net limit basıncı (P_y) ile S dalga hızları ilişkisi

Py; net limit basınç (kg/cm²) olarak verilmektedir. Çalışmada kullanılan veri sayısı 17 dir. Çalışma büyük oranda CH sınıfı killer üzerinde ve genellikle yeraltı su düzeyinin altında yapılmıştır. Py değerleri 5-32 kg/cm² arasında değişmektedir. Ölçüler 12-32 kg/cm² arasında yoğunlaşmıştır. S dalga hızları ile net limit basınç (Py) arasında P dalga hızına nazaran daha iyi bir ilişki görülmektedir.

Yüzeyden yaptığımız sismik kırılma çalışması sonucu elde ettiğimiz Vs hızları ile Pressiometre net limit basınç (Py) değerleri arasındaki (9) bağıntısı Imai and Yoshimura (1975) tarafından Japonya'daki kuyu loglarındaki S dalga hızı değerlerini kullanarak elde ettikleri (3) bağıntısı ile paralellik göstermektedir. Ancak kuyu loglarından elde edilen hızlar yüzeyden elde edilen hızlardan bir miktar yüksek çıkmaktadır.

10. ELASTİK DALGA HIZLARI İLE DEĞİŞİK MEKANİK ÖZELLİKLER ARASINDAKİ İLİŞKİLER

Yüzeyde yapılan sismik kırılma çalışmaları sonucu elde edilen P dalga hızı (Vp) ve S dalga hızı (Vs) ile laboratuvarında elde edilen zemin mekanik parametreleri arasındaki ilişkiler aşağıda sırayla irdelenmektedir.

10.1. S Dalga Hızı ile Serbest Basınç Dayanımı (qu) İlişkisi

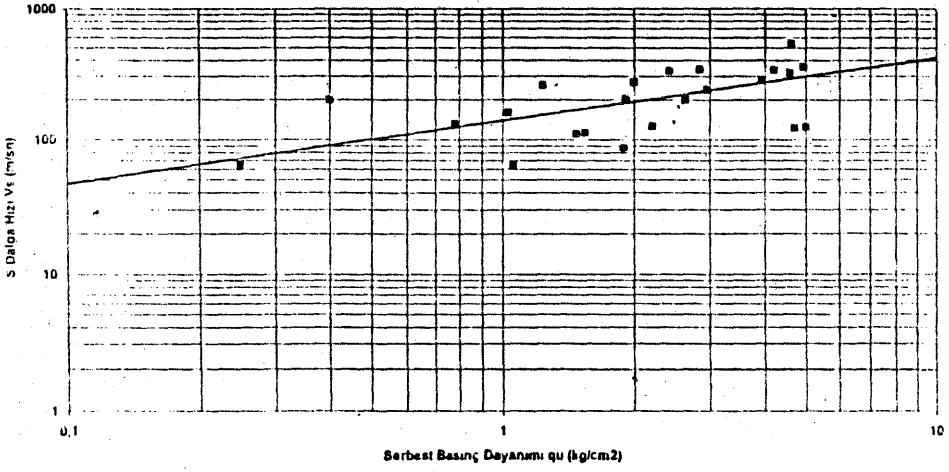
Sondaj kuyularından alınan örselenmemiş zemin örnekleri üzerinde tek eksenli basma dayanımı yapılarak 23 adet serbest basınç dayanımı değeri bulunmuştur. Aynı yerde elde edilen S dalga hızı (Vs) ile zemin örnekleri üzerinde yapılan deneyler sonucu elde edilen serbest basınç dayanımı (qu) arasındaki ilişki Şekil 8' de gösterilmiştir.

Şekil 8' de gösterilen verilerin (5)' deki fonksiyona yaklaştırılması ile Vs dalga hızı ve serbest basınç dayanımı (qu) verilerine en iyi uyan bağıntı

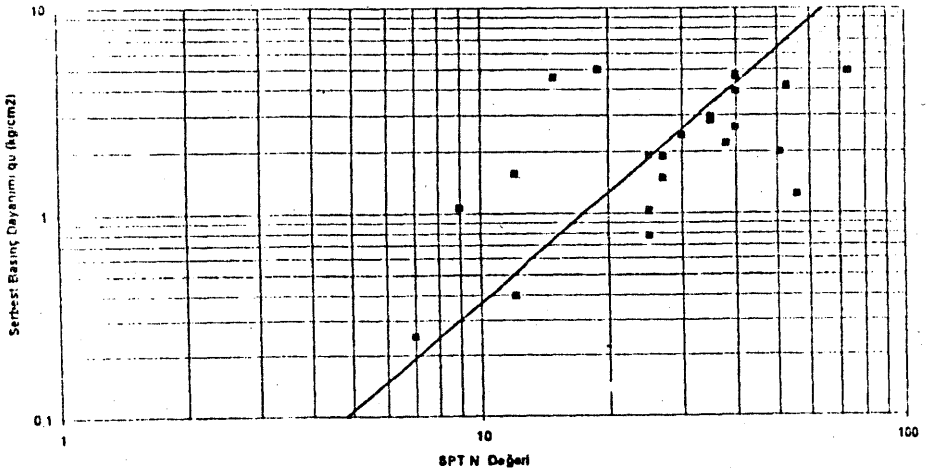
$$Vs = 143.6 qu^{0.529} \quad (10)$$

olarak bulunmuştur. Burada, Vs; enine (S) dalga hızı (m/sn), qu; serbest basınç dayanımı (kg/cm²) olarak verilmektedir. Zemin örneklerinin çoğu killi siltlerden oluşmuştur. Özellikle kumlu çakıllı zeminlerden örselenmemiş tüp zemin örneği alınması çok zordur. Bu nedenle serbest basınç deneyi yapılabilecek zeminler genellikle killi siltli zeminlerdir. Serbest basınç dayanımı (qu) değerleri 0.4 - 5.01 kg/cm² arasında değişmektedir. Serbest basınç (qu) değerleri 0.78 - 5.01 kg/cm² arasında yoğunlaşmıştır. Buna karşılık gelen S dalga hızları 88-540 m/sn arasında değişmektedir. Vs ile qu arasında iyi bir ilişki bulunmaktadır.

SPT sonuçlarının temel mühendisliğinde yaygın olarak kullanılması SPT deneyinde elde edilen N değerleri ile serbest basınç arasındaki ilişkiye dayandığından, N değerleri ile qu değerlerinin dağılımı Şekil 9' da gösterilmiştir.



Şekil 8. Serbest basınç dayanımı (q_u) ile S dalga hızları ilişkisi



Şekil 9. Serbest basınç dayanımı (q_u) ile SPT (N) değerleri ilişkisi

Şekil 9'da gösterilen bu verilerin (5)'deki fonksiyona yaklaştırılması ile SPT (N) değerleri ile serbest basınç dayanımı (qu) verilerine en iyi uyan bağıntı

$$N = 19.4 \text{ qu}^{0.527} \quad (11)$$

olarak bulunmuştur. Burada, N ; SPT darbe sayısı, qu; serbest basınç dayanımı (kg/cm²) olarak verilmektedir. Çalışmada kullanılan veri sayısı 23 dır. Çalışma büyük oranda CH sınıfı killeri MH sınıfı siltler üzerinde yapılmıştır.

Her iki şekil irdelendiğinde (10) bağıntısı ile verilen Vs ile qu ilişkisinin, Şekil 9'da gösterilen N ile qu arasındaki ilişkiden daha iyi olduğu görülmektedir.

Taşıma gücü ile ilgili yöntemlerin çıkış noktası SPT , serbest basınç ilişkisinden kaynaklandığından, S dalga hızlarının taşıma gücünü belirlemesindeki önem ve potansiyeli açık olarak görülmektedir.

Yüzeyden yaptığımız sismik kırılma çalışması sonucu elde ettiğimiz Vs hızları ile serbest basınç (qu) değerleri arasındaki (10), bağıntısı, Imai and Yoshimura (1975), tarafından Japonya'daki kuyu loglarındaki S dalga hızı değerlerini kullanarak elde ettikleri (2) bağıntısı ile benzerlik göstermektedir.

P dalga hızı ile qu arasında iyi bir ilişki bulunamamıştır.

10.2. Sismik Dalga Hızları ile Birim Hacim Ağırlığı (d) İlişkisi

Yüzeyden yapılan sismik kırılma çalışmaları sonucu elde edilen Vp ve Vs dalga hızları ile aynı yerdeki sondajlardan alınan zemin örnekleri üzerinde yapılan deneylerle belirlenen birim hacim ağırlığı (d) değerleri arasındaki ilişkiler sırasıyla irdelenmiştir.

10.2.1. P dalga hızı ile birim hacim ağırlığı (d) ilişkisi

Sondaj kuyularından alınan zemin örnekleri üzerinde birim hacim ağırlığı deneyi yapılarak 52 adet birim hacim ağırlığı değeri bulunmuştur. Aynı yerde yüzeyden yapılan sismik kırılma çalışması sonucu elde edilen P dalga hızı (Vp) ile laboratuvardaki zemin örnekleri üzerinde yapılan deneyler sonucu belirlenen birim hacim ağırlığı (d) arasındaki dağılım Şekil 10'da gösterilmiştir.

Şekilden görüldüğü gibi Vp ile d arasında iyi bir ilişki bulunamamıştır. Bunun başlıca nedeni suyun etkisidir. Bir zeminin birim hacim ağırlığı zemin yığının ağırlığı (zemin + su) olarak tanımlanmaktadır. Bu değer, yığının katılar kısmını oluşturan tanelerin birim hacim ağırlığına, yığının porozitesine ve doygunluk derecesine bağlıdır.

Suyun doymun birim hacim ağırlığı (Terzaghi and Peck 1948)

$$d = (1-n) d_o + n d_s = d_o - n(d_o - d_s) \quad (12)$$

kuru birim hacim ağırlığı ise

$$d_k = (1 - n) d_o \quad (13)$$

bağıntısından hesaplanmaktadır. Burada d: suya doygun birim hacim ağırlığı, do: ortalama tane birim hacim ağırlığı, n: porozitedir (oran olarak).

Yukarıdaki açıklamalardan görüleceği üzere suya doygun birim hacim ağırlığı, porozite değerine bağlı olarak, kuru birim hacim ağırlığından fazladır. Yani suya doygun zeminlerin birim hacim ağırlığında, poroziteye bağlı olarak artışlar olmaktadır. Ancak, yeraltı su düzeyi altındaki P dalga hızındaki artışlar çok daha yüksek olduğundan, veriler rastgele dağılım göstermektedir.

10.2.2. S dalga hızı ile birim hacim ağırlığı (d) ilişkisi

Yüzeyde yapılan sismik kırılma çalışmaları sonucu elde edilen S dalga hızı (Vs) değerleri aynı yerde açılan sondaj kuyularından alınan 52 adet zemin örneği üzerinde laboratuvarında yapılan deneyler sonucu belirlenen birim hacim ağırlıkları arasındaki ilişki Şekil 11'de verilmiştir. Birim hacim ağırlığı (d) değerleri 1.60 - 2.03 gr/cm³ olarak dar bir aralıkta değiştiğinden dolayı en küçük kareler ve en küçük mutlak değerler yöntemleri ile yapılan ilişkilendirmeler başarılı olmamıştır. Verilerimize bir doğru yaklaştırılarak Vs ile d arasından geçen en uygun bağıntı izleyen şekilde verilmiştir.

$$d = 1.41 + 0.0016 V_s \quad (14)$$

Burada d: birim hacim ağırlığı gr/cm³, Vs: S dalga m/sn olarak alınacaktır.

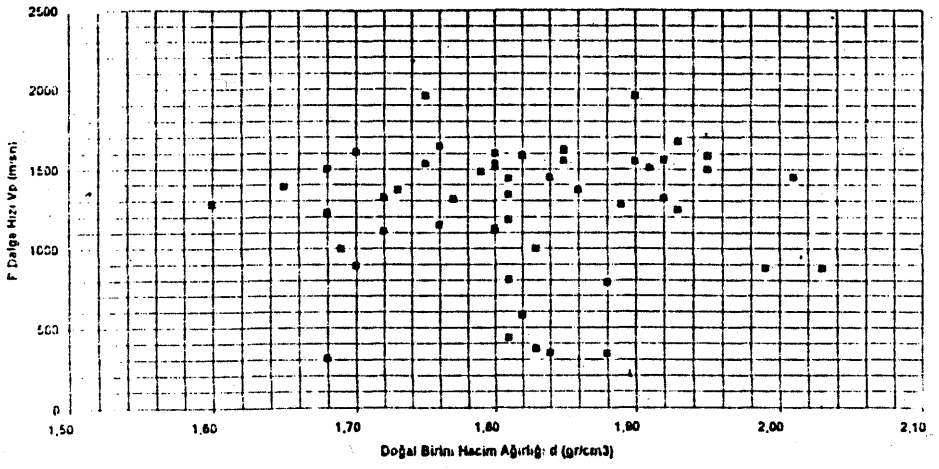
10.3. S Dalga Hızı ile İçsel Sürtünme Açısı (φ) ilişkisi

S dalga hızları ile aynı yerdeki sondajlardaki örselenmemiş örnekler üzerinde yapılan üç eksenli basınç deneyi sonucu elde edilen içsel sürtünme açısı (φ) değerleri arasındaki dağılım Şekil 12 0.5 verilmiştir. Şekil 12'de gösterilen bu verilerin (5)'deki fonksiyona yaklaştırılması ile S dalga hızı ile içsel sürtünme açısı (φ) verileri arasındaki ilişki aşağıdaki bağıntı ile verilmiştir.

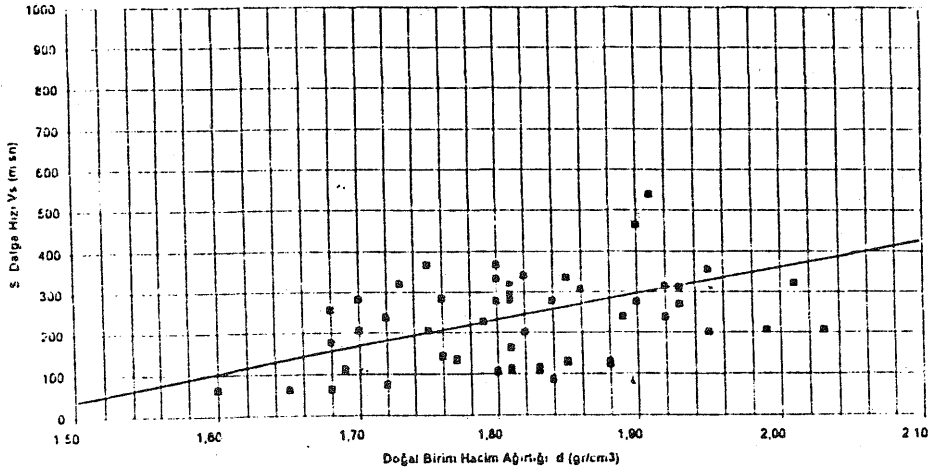
$$V_s = 128 \phi^{0.194} \quad (15)$$

olarak bulunmuştur. Burada, Vs: S dalga hızı m/sn, φ: içsel sürtünme açısı (derece) olarak verilmektedir.

Çalışmada kullanılan veri sayısı 12 dir. Çalışma büyük oranda CH sınıfı yüksek plastisiteli inorganik killer üzerinde yapılmıştır. İçsel sürtünme açısı 9° ile 65° arasında değişmektedir. φ değerleri 9° - 16° arasında yoğunlaşmıştır. S dalga hızı ile Vs arasında orta derece bir ilişki görülmektedir.



Şekil 10. Birim hacim ağırlığı (d) ile P dalga hızlarının dağılımı



Şekil 11. Birim hacim ağırlığı (d) ile S dalga hızları ilişkisi

10.4. S Dalga Hızı ile Kohezyon (cu) İlişkisi

S dalga hızları ile aynı yerdeki sondajlardaki örselenmemiş numuneler üzerinde yapılan üç eksenli basınç deneyi sonucu elde edilen kohezyon değerleri arasındaki ilişki Şekil 13'de gösterilmiştir. İçsel sürtünme açısı (ϕ) ile birlikte şev stabilite analizinde kayma direncinin bulunmasında kullanılan önemli parametrelerden birisidir. Bu verilerin (5)'deki fonksiyona yaklaştırılması ile S dalga hızı ile kohezyon (cu) verilerine en iyi uyum bağıntı

$$cu = 2.6 \cdot 10^{-3} Vs^{1.323} \quad (16)$$

olarak bulunmuştur. Burada, Vs; S dalga hızı, cu; kohezyon kg/cm² olarak verilmektedir.

Çalışmada kullanılan veri sayısı 12 dir. Çalışma büyük oranda CH sınıfı yüksek plastisiteli inorganik killeri üzerinde yapılmıştır. Kohezyon değeri 0.05 - 0.65 kg/cm² arasında değişmektedir. S dalga hızı ile Vs arasında zayıf bir ilişki görülmektedir ve veri sayısı yetersizdir.

P dalga hızları laboratuvar parametreleri ile iyi ilişki vermemektedir. Buna yeraltı suyundan sonra P hızında görülen artış neden olmaktadır.

13. SONUÇLAR

Yüzeyden yapılan sismik kırılma çalışmaları sonucu elde edilen S dalga hızları ile zemin mühendisliğindeki önemli zemin parametreleri arasında ilişkiler bulunmuş ve bunlarla ilgili bağıntılar özellikle taşıma gücü ile ilgili problemlerin çözümüne ışık tutacak şekilde verilmiştir.

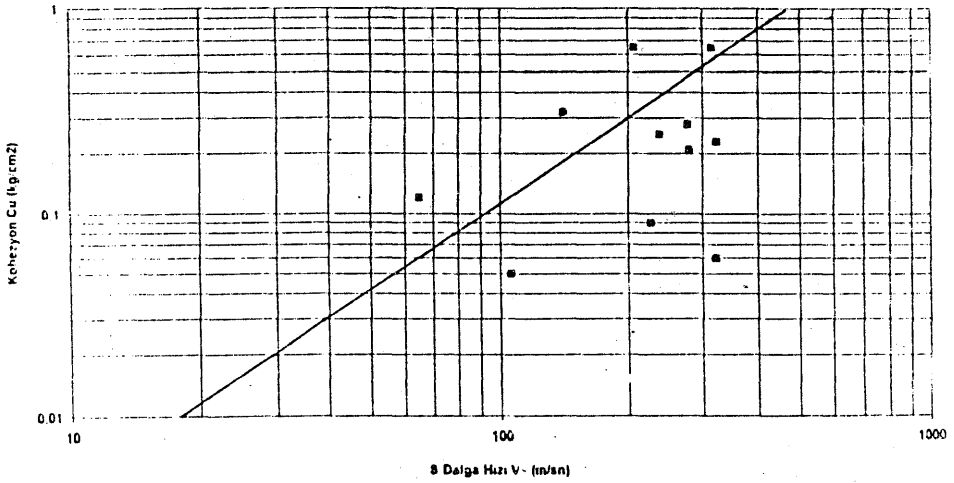
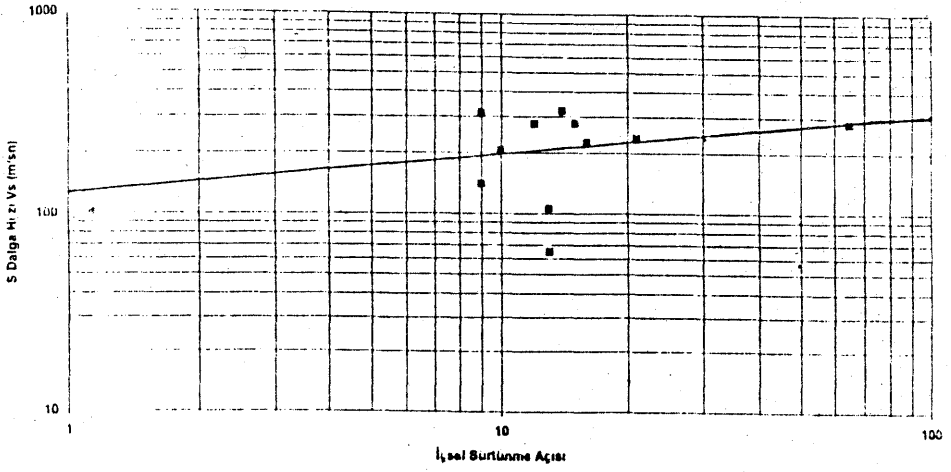
P dalga hızı ile zemin parametreleri arasındaki ilişkiler suyun hızı arttırması nedeniyle daha geniş bir aralıkta dağılmaktadır. Ancak bu özelliğinden dolayı Poisson oranı zeminlerin suya doygunluk oranının belirlenmesinde önemli bir parametre özelliği taşımaktadır.

Her çeşit zeminde S dalga hızı ile yerin mekanik parametreleri arasında özellikle SPT darbe sayısı N ile pressiyometre net limit basınç değerleri arasında yakın bir ilişki bulunmaktadır.

Bu çalışmanın ışığında S dalga hızlarından yararlanarak zeminin sıkılığı, taşıma gücü, zemin emniyet gerilmesi ve oturmasının belirlenmesi için bu ampirik bağıntıların kullanılacak zeminlerin değişkenliği göz önüne alındığında tehlikeli değildir. Ancak bazı ilişkilerde veri sayısı yetersizdir.

Yüzeyden yapılan çalışmanın kısıtları, özellikle derin etütlerde serilim uzunluğunun artması sonucu ortaya çıkan enerji problemi ve yüksek hızlı zonların altında yer alan düşük hızlı zeminlerin belirlenememesidir. Bu da diğer jeofizik yöntemlerden yararlanarak kısmen giderilmektedir. Mühendislik projelerinde ön etüt evresinde sondajların yer, derinlik ve miktarlarının saptanmasında ve özellikle taşıma gücü ile ilgili projede kullanılacak parametrelerin seçilmesinde P ve S dalga hızlarının kullanılması projenin sağlıklı ve ekonomik olarak hazırlanmasına büyük katkı sağlayacaktır.

Özellikle kaba taneli zeminlerde kuyu içinde deney yapma olasılığı son derece zayıftır. Bu çeşit zeminlerin örselenmeden laboratuvara getirilmesi olanaksızdır. Bu açıdan Vp ve Vs hızlarının önemi açık olarak görülmektedir.



KATKI BELİRLEME

Bu bildiri A.Ü Fen Fakültesinde 1995 yılında Prof.Dr.Ahmet Tuğrul Başokurun danışmanlığında yapılan yüksek lisans tezinin bir bölümünü kapsayan çalışmadan derlenmiştir.

YARARLANILAN KAYNAKLAR

- Baguelin, F., Jezequel, J.F. and Shiels, D.H., 1978, The Pressuremeter and Foundation Engineering, Trans Tech.
- Imai, T., Yoshimura, M., 1975, The Relation of Mechanical Properties of Soils to P and S Wave Velocities for Soil Ground in Japan, Oyo Corporation.
- Menard, L., 1967, Calcul des tassements Centre d'Études Geotechniques, 34. 67. Paris
- Menard, L., 1967, Regles d'utilisation des techniques pressiometriques et d'exploitation des résultats obtenues pour le calcul des foundations. Centre d'études Geotechniques, 60. 67. Paris
- Press, H.W., Flannery, B. P., Teukolsky, S.A., Vetterling, W.T., 1988, Numerical Recipes The Art of Scientific Computing, p. 539-545, Cambridge University Press.
- Shima, E., Ota, Y., Yanagisawa, M., Kuda, K. and Kawasumi, H., 1968, S Wave Velocities of Subsoil Layers in Tokyo, 3. Bul. Earthquake Research Institute.
- Şişman, H., 1995, Sismik Dalga Hızları ile SPT ve Pressiometre Deney Sonuçları Arasındaki İlişkilerin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, A.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü.
- Terzaghi, K. and Peck, R.B., 1948, Soil Mechanics in Engineering Practice, John Wiley and Sons. Inc., N.Y.

KALİTE VE HİZMET YARIŞINDA 60 YILDIR EN ÖNDEYİZ.

ÜRÜNLERİMİZ

Dinamitler •

Fitiller •

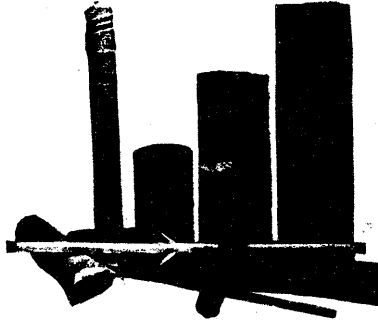
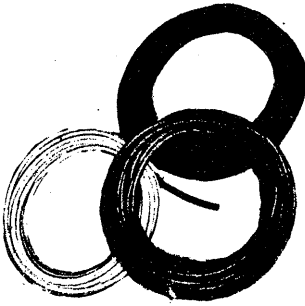
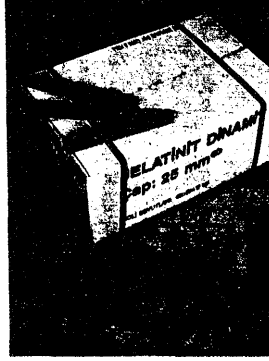
Kara Barutlar •

Savunma Sanayii Ürünleri •

Teknik Amonyum Nitrat •

İnfilaklı Fitol •

Asitler •



HİZMETLERİMİZ

• Patlatma Mühendisliği ve Danışmanlık Hizmetleri

• Eski Bina - Köprü vb. Yıkım Hizmetleri

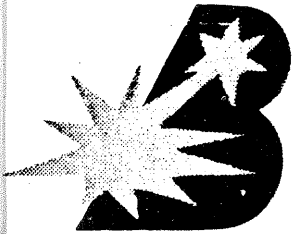
• Bozuk Patlayıcıları İmha Hizmetleri

• Eğitim Hizmetleri

• Kalite Kontrol Hizmetleri

• Depolama ve Nakliye Hizmetleri

• Satış Öncesi ve Sonrası Hizmetler



BARUTSAN

ELMADAĞ BARUT SANAYİ VE TİCARET A.Ş.

Genel Müdürlük: Elmadağ 06780 ANKARA Tel: (9-451) 31020-34216-324 16 98-324 15 26 Fax: (9-451) 32861

Ankara Bürosu : Tandoğan 06330 ANKARA Tel : (9-4) 213 09 61-213 40 42 Fax : (9-4) 212 83 54



Barutsan A.Ş. bir MKEK kuruluşudur.

TÜRKİYE'DE İLK DEFA, YİNE HALKBANK'TA!

Ekonomiye kaynak sağlayan ve üretime destek olan Halkbank, Türkiye'ye bir kez daha yenilikler sunuyor.

1

GİRİŞİMCİ BİLGİLENDİRME MERKEZİ

2

PROJENİN KENDİSİ TEMİNAT

3

YÜKSEK TEKNOLOJİ KREDİSİ

4

KOBİ KREDİLERİ

Girişimci Bilgilendirme Merkezi

Halkbank yıllardır çalışanlara, üreticilere verdiği desteğe şimdi de bilgi desteğini ekliyor. İlk defa iş kuranlara, gençlerimize, kadınlarımıza, bir projesi ya da iş fikri olan esnaf ve sanatkarımıza, küçük ve orta ölçekli işletmelere Halkbank'tan tam destek... Kredi ve finans aşamasından üretime, pazarlama bilgilerinden, teknik ayrıntılara kadar ihtiyaç duyulan her türlü bilgi ve danışmanlık hizmeti, ülkemizin ilk kez Halkbank'la tanıştığı Girişimci Bilgilendirme Merkezi'nde, işletme, pazarlama, üretim konularında bilgi sunmak üzere yetiştirilmiş mühendis, istatistikçi ve mali analistler görev yapıyor. Türkiye'de ilk kez sunulan bu hizmete, Üniversite araştırma kuruluşları ve meslek kuruluşları da destek sağlıyor.

Projenin Kendisi Teminat

Belli bir sanayi kolunda geçmişte bulunan, itibarı, piyasada belli bir pazar payı bulunan, pazarlama konusunda sıkıntı olmayan, sahipleri ya da yöneticileri iyi tanınan, borçlarına sadık, daha önce Halkbank'tan ya da başka bankalardan aldığı kredileri aksatmadan ödeyen firmalar için yepyeni bir imkan... Yukarıda sıraladığımız özelliklere sahip firmaların bulunacakları kredi taleplerinde, ellerindeki proje ya da yapmakta oldukları işlerle ilgili aldıkları siparişler teminat olarak kabul edilerek bu firmalara kredi sağlanacak. Teminat olarak projenin kendisi dışında ayrıca gayrimenkul ipotegi istenmeyecek.

Yüksek Teknoloji Kredisi

Türkiye'nin Gümrük Birliği'ne girme ve Avrupa ile bütünleşme süreci içinde KOBİ'lerin Avrupa'daki işletmelerle rekabet edebilecek duruma gelmesinin, üretim yöntemlerinin iyileştirilmesinin üretim ve kalite standardizasyonunun sağlanmasının yolu "yüksek teknoloji" ye ulaşmaktan geçiyor. Halkbank, Türkiye'yi yüksek teknoloji kullanımına özendirme amacıyla özel bir kredi olan "Yüksek Teknoloji Kredisi" ni sunuyor. Azami limiti, küçük boy işletmeler için 15 milyar TL orta boy işletmeler için 30 milyar TL olan Yüksek Teknoloji Kredisi'nin vadesi 1 yıl geri ödemesiz olmak üzere azami 4 yıl.

Kobi Kredileri

Halkbank; KOBİ'lere Küçük, Orta ve Büyük Ölçekli Sanayici tanımları içerisinde durumuna uygun değişik vade, limit ve ödemesiz dönemli tesis ve işletme kredisi kullanılmaktadır. Bunların yanında yurt dışından sağladığı fonlarla özellikle istihdam artışına katkıda bulunan ve ihracata yönelik faaliyette bulunan sanayi işletmelerine finansal destek sağlamak amacıyla Orta ve Uzun vadeli kredi kullanılmaya devam etmektedir.

Banka sözkonusu kredilerin kullanımında teminat oluşturmazayan KOBİ'lere, projenin kendisini teminat olarak kabul ederek veya Kredi Garanti Fonu'nun kefaletini alarak da kredi kullanılmaktadır. Ayrıca, Isparta, Kastamonu, Konya ve Eskişehir'de olmak üzere dört merkezde bulunan teknik danışmanlık merkezleri ile KOBİ'lere kredi ve finans konularında bilgi ve danışmanlık hizmeti sunmaya devam etmektedir.

İşte Halkbank'ın Türkiye'ye sunduğu 4 yenilik daha. Türkiye çalıştıkça, ürettikçe Halkbank ülkesine destek olmaya, yenilikler sunmaya devam edecek.



HALKBANK