



Kaya Mekaniği Bülteni
Bulletin of Rock Mechanics
Kasım / November 1996

12





Kaya Mekaniği Bülteni
Bulletin of Rock Mechanics
Kasım / November 1996

12

TÜRK ULUSAL KAYA MEKANİĞİ DERNEĞİ
Turkish National Society for Rock Mechanics

İçindekiler
Contents

Sayfa
Page

Yönetim Kurulu / Executive Committee

Prof.Dr. A.Günhan Paşamehmetoğlu
Prof.Dr. Abdurrahim Özgenoğlu
Prof.Dr. Seyfi Kulaksız
Hasan Şişman
Sedat Esen

Yayın Kurulu / Editorial Board

Prof.Dr. Hasan Gerçek
Doç.Dr. Reşat Ulusay
Doç.Dr. Bahtiyar Ünver
Mehmet Altıntaş
Mehmet Ali Hindistan

Yazışma Adresleri / Addresses

Prof.Dr. Abdurrahim Özgenoğlu
Genel Sekreter / Secretary General
Maden Mühendisliği Bölümü, ODTÜ
06531 ANKARA
Tel : (312) 2102655
Fax : (312) 2101265

Türk Ulusal Kaya Mekaniği Derneği
P.K. 774
06423 Kızılay - ANKARA

Baskı : Kozan Ofset, Ankara, 1996

Tünel Eksenli Boyunca Kaya Sıkıştırma 1
Olasılığının ve Derecesinin Tahmini
*Prediction of squeezing potential of rocks and its
degree along a tunnel alignment*
Ömer AYDAN, Hasan ÜÇPİRTİ, Reşat ULUSAY

Sivas Mermer Fabrikalarının İncelenmesi, 21
Performans Ölçüm Sonuçları ve Bazı Mermer
Malzeme Özellikleri ile İlişkileri
*Investigation of Sivas marble factories, performance
measurement results and their relations with some
marble material properties*
**Atilla CEYLANOĞLU, Kazım GÖRGÜLÜ, Ercan
ARPAZ**

Kalem Uçlu Kesikler İçin Evans Teorisi Üzerine 31
Eleştirel Bir Yaklaşım
*A critical approach on Evans' theory for point-attack
picks*
R. Mete GÖKTAN

Visko-Plastik Kayma Yüzeyi İçeren Bir Kaya 39
Şevinin Duraylılığı
*Stability of a rock slope with a visco-plastic sliding
surface*
Ömer AYDAN, Hasan ÜÇPİRTİ, Halil KUMSAR

Delik İçi Basınç Ölçer Deneyinin Yorumu Üzerine 51
Bir Çalışma
Interpretation of pressuremeter tests
Hasan ÜÇPİRTİ, Ömer AYDAN

YAZIM VE YAYINA KABUL İLKELERİ

Kaya Mekaniği Bülteninde yayımlanması istemiyle gönderilecek olan yazılar; kaya mekaniğine yeni bir katkısı olan araştırmaları, bilimsel ve teknik yöntemlerle yapılmış özgün sonuçları olan çalışmaları, kaya mekaniğinin herhangi bir konusunda daha önce yapılmış çalışmaları eleştirel bir yaklaşımla derleyip o konuda yeni bir görüş ortaya koyan eleştiri-derleme yazılarını ve tanıtma amaçlı çalışmaları veya ülkemizde kaya mekaniği camiasına yararlı olabilecek yabancı yayınların çevirilerini kapsayabilir.

Bültende yayımlanabilmesi için yazıların daha önce Türkçe olarak yayımlanmamış olması gerekir. Daha önce yabancı dilde yayımlanmış olan yazılar geniş bir araştırmacı ve uygulamacı kitlelerini ilgilendirdiği takdirde Türkçe olarak Bülten'de yayımlanabilir.

Yazıların hazırlanması ve düzeni :

- a) Metin A4 ebadında kağıt üzerine 1.5 satır aralıklı ve bilgisayarla yazılmış olmalı, ayrıca sayfanın kenarlarında 3'er cm.lik boşluk bırakılmalıdır. Baskıda ofset tekniği kullanılacağından bilgisayar çıktılarının silik olmaması gereklidir.
- b) Başlık kısa, konuyu en iyi şekilde belirtebilir ve 10 sözcüğü geçmeyecek şekilde seçilmeli ve Türkçe başlığın (tamamı büyük harfle ve koyu yazılmış) yanısıra, İngilizcesi (küçük harflerle ve koyu) de yazılmalıdır.
- c) Yazının başlangıcında 200 kelimeyi geçmeyecek şekilde hazırlanmış Türkçe ve İngilizce özet (abstract) bulunmalıdır. Özet içinde; yararlanılan kaynaklara, şekil, çizelge ve eşitlik numaralarına değinilmemelidir. Ayrıca, özet ve abstract bölümlerinin altına, bir satır ara verilerek *anahtar kelimeler* ve *key words* (en az 2 en çok 6) verilmelidir.
- d) Yazının genel olarak aşağıda belirtilen düzene göre sunulmasına özen gösterilmelidir:
 1. Başlık (Türkçe ve İngilizce)
 2. Yazar ad(lar)ı ve adres(ler)i
 3. Özet (anahtar kelimeler eklenerek)
 4. Abstract (key words eklenerek)
 5. Giriş (2.sayfanın başından başlayacak)
 6. Metin bölümü (yöntemler, teknikler, çalışılan malzeme, saha tanımlamaları, vb.)
 7. Sonuçlar
 8. Tartışmalar
 9. Katkı belirtme (gerekliyse)
 10. Kaynaklar
 11. Ek açıklamalar
- e) Metin içinde kaynaklara atıf yapılırken aşağıdaki örnekler dikkate alınmalıdır.
(Hoek(1990) veya (Aydan ve Paşamehmetoğlu, 1994; Hoek vd., 1994; gibi).
- f) Yararlanılan kaynaklar, yazar soyadları esas alınarak alfabetik sırayla verilmeli ve metin içinde değinilen tüm kaynaklar, kaynaklar dizininde eksiksiz olarak belirtilmelidir. Kaynakların yazılmasında aşağıdaki örneklerde belirtilen düzen dikkate alınmalıdır.

-Sürelî yayınlar ve bildiriler için:

Hoek, E., 1990. Estimating Mohr-Coulomb friction and cohesion values from Hoek-Brown failure criterion. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. and Geomech. Abstr., 27, No.3, 227-229.

-Kitaplar için:

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

g. Metin içerisinde verilen eşitliklerin karşısına sırayla ve parantez içinde numara verilmelidir.

Çizimler ve Çizelgeler:

- a. Çizimler teknik çizim normlarına uygun olarak çini mürekkep ile aydıngeer kağıda çizilmeli, harf, rakam ve simgeler kolaylıkla okunabilmelidir. Bilgisayar çıktısı olarak alınan çizimlerin de yeterli koyulukta olması gereklidir. Çizimler metin içindeki yerlerine aydıngeer olarak veya temiz bir fotokopisi çekilerek yerine yapıştırılmalıdır.
- b. Fotoğraflar aydınlık olmalı ve parlak kağıda siyah-beyaz olarak basılmalıdır ve fotoğraflar da şekil olarak değerlendirilmelidir.
- c. Yazarlar, Bültenin boyutlarını dikkate alarak, çizelgeleri sınırlamalı ve gerekiyorsa küçük karakterlerle hazırlamalıdır. Çizelgelerin altında gerekli durumlarda açıklayıcı dipnotlarına yer verilmelidir. Çizelge başlıkları kısa ve öz olarak seçilerek, çizelgelerin üzerine ilk harfleri büyük olmak kaydıyla yazılmalıdır.
- d. Bülten ofset tekniğı ile basılacağı için şekil, fotoğraf ve çizimler metin içinde anıldıkları ilk paragraftan sonraki uygun bir başlığa, gerekiyorsa küçültülerek, monte edilip gönderilmeli ve bunlar metindeki sıralarına göre numaralandırılmalıdır. Şekil altı açıklamaları küçük harflerle yazılmalıdır.

Yazıların gönderilmesi:

Yazılar, biri orijinal diğeri ikisi fotokopi olmak üzere 3 nüsha halinde gönderilmelidir. Yazıyla birlikte yazının kaydedildiğı disket (tercihan 3.5", double density (DD) veya high density (HD)) de kullanılan yazılım programı ve versiyonu belirtilerek gönderilmelidir.

Yazıların yayına kabul edilmesi ve ayrı basımlar:

Yayın Kuruluna ulaşan yazılar Yayın Kurulu tarafından en kısa sürede değerlendirilerek incelemecilerden gelecek görüşler doğrultusunda yazının doğrudan veya bazı düzeltmeler yapılarak basılmasına veya basılmamasına Yayın Kurulunca karara verilir ve sonuç bir yazı ile yazara bildirilir.

Gönderilen yazılar Bülten'de yayımlansın yada yayımlanmasın geri iade edilmez. Bültende yayımlanması kabul edilen yazıların ayrı basımından on adet yazarına veya birden fazla yazarlı yazılarda başvuru yapan yazara gönderilir.

Okurlarımıza,

Bülten'imizin onikinci sayısını çıkarmış olmanın mutluluğu ile sizlerle bir kez daha buluşmuş bulunuyoruz.

Bülten'imizde yer alan yazılardan ilki sayın Ömer AYDAN, Hasan ÜÇPİRTİ ve Reşat ULUSAY tarafından kaleme alınan **" Tünel ekseni boyunca kaya sıkıştırma olasılığının ve derecesinin tahmini "** başlığını taşımaktadır. Bu çalışmada, kaya ortamlarında açılan tünellerde kaya sıkıştırması ve mekanizması ile ilgili faktörler açıklandıktan sonra öne sürülen yeni bir yöntemin pratikteki uygulamaları verilmekte ve elde edilen sonuçlar tartışılmaktadır.

Sayın Atilla CEYLANOĞLU, Kazim GÖRGÜLÜ ve Ercan ARPAZ'a ait **" Sivas mermer fabrikalarının incelenmesi, performans ölçüm sonuçları ve mermer malzeme özellikleri ile ilişkileri "** başlıklı ikinci yazıda, yerinde yapılan performans ölçüm sonuçları ile laboratuvarında yapılan malzeme özellikleri test bulguları arasında ilişkiler araştırılmış ve bulunan sonuçlar eşitlikler halinde sunulmuştur.

Teorik bir çalışma olarak sayın R.Mete GÖKTAN tarafından sunulan **" Kalem uçu keskiler için Evans teorisi üzerine eleştirel bir yaklaşım "** başlıklı yazıda, Evans'ın kalem uçu keskiler için geliştirmiş olduğu kaya kesme teorisi yazar tarafından eleştirel bir yaklaşımla ele alınarak kesme kuvvetini veren ifade üzerinde değişiklik önerilmektedir.

" Visko-plastik kayma yüzeyi içeren bir kaya şevinin duraylılığı " başlıklı yazı sayın Ömer AYDAN, Hasan ÜÇPİRTİ ve Halil KUMSAR tarafından kaleme alınmış. Çalışmada, visko-plastik kayma yüzeyi içeren bir kaya şevinin duraylılığı üzerine yeni bir kuram önerilmekte ve önerilen bu kuramın uygulama sonuçları tartışılmaktadır.

Bu sayımızda yer alan son yazı sayın Hasan ÜÇPİRTİ ve Ömer AYDAN'a ait **" Delik içi basınç ölçer deneyinin yorumu üzerine bir çalışma "** başlığını taşımaktadır. Bu çalışmada, zedelenmiş kaya kütlelerinin deformasyon modüllerinin deneylerden elde edilen deformasyon modülü üzerindeki etkisine ilişkin kuramsal bir model tanımlanmakta ve parametrik çalışmalarla etkisi incelenerek tartışılmaktadır.

Gelecek sayılarda buluşmak dileğiyle tüm üyelerimize ve okurlarımıza saygılarımızı sunarız.

Yayın Kurulu

**TÜNEL EKSENİ BOYUNCA KAYA SIKIŞTIRMA
OLASILIĞININ VE DERECESİNİN TAHMİNİ¹**

**Prediction of Squeezing Potential of Rocks and
Its Degree Along a Tunnel Alignment**

Ömer Aydan

Tokai Üniversitesi, Deniz İnşaat Mühendisliği Bölümü
Shimizu, 424 Japonya

Hasan Üçpırtı

Sakarya Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü
Esentepe-Kampüsü, Sakarya

Reşat Ulusay

Hacettepe Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü
Beytepe-Ankara

Özet

Tünellerin deformasyonel davranışları ve özellikle de sıkıştırma olarak tanımlanan büyük deformasyonlar, son yıllarda kaya mekaniği ve tüneller alanlarında hayli ilgi çekmektedir. Tünellerle ilgili yapılan çalışmaların bir kısmında, kaya sıkıştırma olasılığının ve derecesine ilişkin bazı öneriler var olmakla birlikte bu önerilerin uygunluğu ve uygulanabilirliği tartışmalıdır. Bu çalışmanın ilk kısmında, kaya ortamlarında açılan tünellerde kaya sıkıştırması ve mekanizması ile ilgili faktörler açıklanmaktadır. İkinci kısımda, Aydan vd. (1992, 1993(a,b)) tarafından öne sürülen sıkıştırma olasılığını ve derecesini tahmin edebilen yeni bir yöntem sunulmaktadır. Sonra, bu yöntem sıkıştırmanın gözlemlendiği birkaç gerçek tünel projesine uygulanmakta ve elde edilen sonuçlar tartışılmaktadır.

Anahtar Kelimeler: Tünel, Sıkıştırma, Deformasyon, Duraylılık, Yenilme, Plastik Zon

Abstract

In the field of rock mechanics and tunnelling, the deformational behaviour of tunnels, which underwent large deformations, so-called squeezing, has been recently receiving great attention. In the tunnelling literature, there are some proposals for the definition of squeezing rocks and prediction of their squeezing potential and deformations are available, but it is difficult to say that they are concise and appropriate. In the first part of this paper, the squeezing phenomenon of rock about tunnels and its mechanism and associated factors are explained. In the second part, a new method proposed by Aydan et al (1992, 1993(a,b)) to predict the squeezing potential and deformations of tunnels in squeezing rock is described. Then, the method is applied to actual tunnelling projects, where squeezing problems have been encountered and outcomes are discussed.

Key Words: Tunnel, Squeezing, Deformation, Stability, Failure, Plastic Zone

¹Bu tebliğin büyük bir kısmı İngilizce ve Japonca olarak ilk yazar tarafından yayınlanmakla birlikte (Aydan vd. 1992 ve 1993(a,b)) Türk Kaya Mekaniği Toplumuna tanıtmaya ve önerilen yöntemin Türkiye şartlarında kullanılabilirliğini gösterebilmek amacıyla yeniden derlenmiştir.

1 Giriş

Tünellerde büyük deformasyonların gözlenmesi, konuya olan ilgiyi güncel hale getirmiştir. Uluslararası Kaya Mekanik Derneği (ISRM) konuya ilişkin bir çalışma alt gurubu oluşturmuştur. Yazarlardan Ömer Aydan bu alt gurubun üyesidir. Tünellerde gözlenen büyük deformasyonların bir nedeni, tünelin kazımı sonrası oluşan yeni gerilme ortamının etkisinde kalan ana kayanın direncinin aşılması nedeniyle oluşan plastikleşme olgusudur. Bu sürecin ani olması kaya patlaması (rock bursting) olarak tanımlanmakta ve kaya sıkıştırması (squeezing) halinde ise deformasyonun yavaş oluşması gerekmektedir. Büyük deformasyonlara neden olan diğer önemli bir olgu da, kayayı oluşturan minerallerin su ile reaksiyona girerek şişmesidir (swelling). Bu olgu, bu çalışmada kapsam dışında tutulacaktır.

Muirwood (1972) tünellerin duraylılığını tahmin etmek üzere bir çeşit direnç sayısı (competency factor) olarak bilinen ve kayanın tek eksenli basınç direncinin (σ_c), örtü tabakasının kalınlığının neden olduğu basınç gerilmesine olan oranı olarak tanımlanan bir sayının kullanımını önermiştir. Bu sayı daha sonra Nakano (1979) tarafından Japonya'daki zayıf-kaya tünellerindeki sıkıştırma olasılığını saptamak amacıyla kullanılmıştır. Saari (1982), tünel çeperinin teğetsel birim deformasyon büyüklüğünün kayanın sıkıştırma derecesini belirlemek üzere bir kriter olarak kullanımını önermekte ve sıkıştırmanın oluşabilmesi için bu değer % 1'e ulaşması gerektiğini belirtmektedir. Saari çalışmalarında sıkıştırma olgusunu kayanın elasto-visko-plastik bir davranış göstermesi şeklinde düşünmüş ve bazı özel durumlar içinde kuramsal çözümler (closed form) önermiş ve sayısal analizler yapmıştır. Fakat, Saari önerdiği bu yöntemde malzeme direncinin deformasyona bağlı olarak azalmasını gözönüne almamıştır. Tanimoto (1984), kaya sıkıştırma olgusunu tüneli çevreleyen kayaların elastik-plastik davranışı olarak yorumlamış ve tünel çevresindeki kayanın birim deformasyon derecesini (degree of straining) tahmin etmek için kaya direncinin birim deformasyona bağlı olarak azalmasını (strain-softening constitutive law) içeren elasto-plastik bir çözüm önermiştir. Tanimoto'nın önerisine göre, kayanın birim deformasyonu kalıcı plastik (flow state) duruma ulaştığında kaya sıkıştırmasının gerçekleşmesi gerekmektedir. Fakat bu, bu yayında öne sürülen aşırı sıkıştırmaya karşılık gelecektir. Aşırı sıkıştırmanın anlamı daha sonra açıklanacaktır. Şurası iyi anlaşılmalıdır ki; kaya sıkıştırması, kaya akması olarak bilinen olgudan çok daha önce başlamaktadır. Bu nedenle, tünellerdeki kaya sıkıştırma olasılığı ve derecesini olgunun fiziksel yorumuyla birlikte tanımlayabilecek daha iyi bir yöntem gerektirir.

Ülkemizin coğrafik yapısı dikkate alındığında, gerek otoyol, demiryolu gereksede diğer amaçlara yönelik kaya mühendisliği yapılarının (santral tünelleri, nükleer artıkların saklandığı tüneller vb.) inşaatı kaçınılmaz bir gerçektir. Bunun yanı sıra, kentleşmenin ve nüfusun yoğunlaştığı bölgelerde metro ve/veya raylı sistem taşımacılığına olan gereksinim yüksektir. Bu nedenle, tünellerin geçtiği veya geçmesi planlanan kaya ortamlarında sıkıştırma olasılığının ve varsa derecesinin tahmini bu yapıların kazımı esnası ve sonrası duraylılık değerlendirilmesi için gereklidir.

Bu çalışmanın ilk kısmında; kaya tünellerinde kaya sıkıştırma olgusu ve mekanizması ile ilgili faktörler, arazide ve laboratuvar model deneylerinde gözlenen yenilmeler dikkatli bir şekilde irdelenerek açıklanmıştır. İkinci kısımda, sıkıştırma olasılığını ve derecesini tahmin edebilen Aydan vd. (1992, 1993(a,b)) tarafından önerilen yeni bir yöntem verilmiştir. Sonra, bu yöntemin uygulanabilirliği ve güvenilirliği için kaya sıkıştırmasının gözlemlendiği gerçek birkaç tünel projesi seçilerek gösterilmiştir.

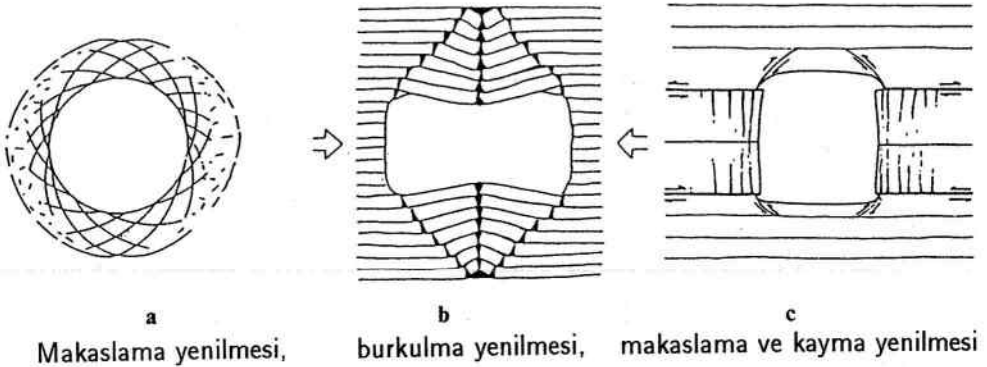
2 Kaya sıkıştırmasının tanımı

Kaya sıkıştırması tünel çevresindeki kayada oluşan büyük deformasyonlardan dolayı tünel en-kesitindeki azalma olarak düşünülmektedir. Eğer, oluşan bu deformasyon tahkimat elemanları tarafından önlenemiyor ve dirençleri yeterli değilse, sonuçta kullanılan tahkimat elemanlarında yenilip kırılacaktır.

Sıkıştıran ve şişen kayalarla ilgili ilk bilimsel tanımlama Terzaghi (1946) tarafından yapılmıştır. Terzaghi'nin tanımlamasından da anlaşılacağı üzere, sıkıştırma ve şişme tamamen iki farklı olaydır. Örneğin; Japonya'da, şişme ve sıkıştırma olguları bir çok tünel projesinde birlikte gözlenmesi nedeniyle kabaran kaya ifadesi tüneli çevreleyen kayada oluşan büyük deformasyonları tanımlamak için kullanılmıştır. Terzaghi ve diğer araştırmacıların deneyimleri gözönüne alındığında, bu olay sığ derinliklerdeki zayıf kayalarda gözlenmektedir. Örnek olarak; kilaşı, tuz, potaz veya bozunmuş ve/veya kırılmış metamorfik ve volkanik kayalar gösterilebilir. Sıkıştırma ve şişme olgularının daha genel anlamda tanımlanabilmesi için olgunun oluşum ve mekanizmasının bilinmesi gerekmektedir. Bu ayırım bu çalışmada yapılacaktır.

Tünellerdeki büyük en-kesit daralması (large inward closure), kaya sıkıştırması olarak tanımlanmasına rağmen hareketin niteliği üzerine herhangi bir ayırım yapılmamıştır. Kaya sıkıştırması tüneli çevreleyen kayalarda üç tür yenilmeden kaynaklanabilir (Aydan, 1989):

- a-) **Makaslama yenilmesi:** Şekil 1(a)'da görüldüğü gibi, kaya patlaması olgusunda makaslama kaynaklanan ilk kırıkların çekme gerilmeleri etkisi altında gelişip ani ayrılma ve fırlama olarak belirmesine karşın bu kırıkların gelişimi kaya sıkıştırması halinde tamamen makaslama gerilmesinin etkisi altındadır. Sağlam veya geniş aralıklı süreksizlikler içeren kayalarda bu tür yenilme gözlenebilir.
- b-) **Burkulma yenilmesi:** Şekil 1(b)'de görüldüğü gibi, bu tür bir yenilme metamorfik (örneğin: fillit, mikaşist) veya ince tabakalı tortul kayalarda (örneğin: şeyl, kilaşı, kumtaşı, evaporit) gözlenmektedir.



Şekil 1. Sıkıştıran kayalardaki tünellerde yenilme şekillerinin sınıflandırılması.

- c-) **Makaslama ve kayma yenilmesi:** Şekil 1(c)'de görüldüğü gibi, bu tür bir yenilme kalın tabakalı tortul kayalarda, tabakalaşma yüzeyleri boyunca kayma ve ana kayada makaslama olarak gelişir.

Kaya sıkıştırması, mekanik olarak kayanın gerilme altında elasto-viskoplastik bir davranış göstermesi olarak düşünülebilir (Akagi vd. 1984; Gioda 1982; Saari 1982; Aydan vd. 1995). Başka bir deyişle, sıkıştırma tünel kazımı sonrası gerilmelerin tekrar dağılımı sonucu kayanın yenilmesi halinde oluşur. Bu fiziksel bir süreç olup, kayaların hacimsel artımı (dilatant) davranışı ile ilgilidir.

Diğer taraftan; şişme olayı tamamen kimyasal bir olay olup bazı minerallerin su ile olan iyon değişimi sonucu oluşur. Şişme, sıkıştırmaya göre daha fazla zaman gerektirir. Örneğin; Japonya'nın Niigata bölgesinde bulunan Nabetachiyama Tünelinde, tünelin inşaatından 6 - 12 ay sonra kabarmadan dolayı tünelin beton kaplamasında çatlamlar oluşmuştur (Otsuka ve Takano, 1980).

3 Japonya'da kaya sıkıştırmasının gözlemlendiği tüneller

Japonya'nın hemen hemen 1/3'ü volkanik orijinli 3. zaman (Tersiyer) tortul kayalarla kaplıdır. Günümüze değin birçok otoyol ve demiryol tünelleri bu özellikteki kayalar içinde yapılmış ve halen yapılması planlanmaktadır. Sonuç olarak, sıkıştırmanın gözlemlendiği tünellerin sayısında fark edilir bir artışın gözlenmesi, kayalardaki sıkıştırma olasılığının tahmini ve böyle kayalarda uygun olabilecek tahkimat sisteminin, kazım tekniklerinin belirlenmesine ilişkin acil çalışmalara gerek vardır.

Japonya'da kazım esnasında tünelde büyük deformasyonlar oluştuğunda, bu kayalara kabaran kayalar denmektedir. Bir süre önceye kadar, kayalardaki bu kabarma kayanın bünyesindeki minerallerin su ile reaksiyona girerek şişmesinden kaynaklandığı olgusu hakimdi. Kaya tamamen suya doymun olmadığı sürece, tünel çevresindeki kayalarda gözlenen büyük deformasyonların şişen minerallerin neden olamayacağı bilinen bir gerçektir. Ayrıca tünel kazımı ile önce kayada su kaybı olmakta ve tünel çevresinde hacimsel gerilmede bir değişim olmadığı sürece kayada büzülmenin oluşması gerekmektedir (Aydan vd. 1994). Son zamanlarda tünellerin büyük deformasyonlarının kaya sıkıştırmasından kaynaklandığı anlaşılmıştır. Bu nedenle; Japonya'da büyük deformasyonlar gösteren tüneller, sıkıştıran kayalar içindeki tüneller olarak sınıflandırılabilir.

3.1 Sıkıştıran kayaların mekanik ve fiziksel özellikleri

Burada kayaların fiziksel ve mekanik özellikleri, kayaların tek eksenli basınç dirençlerinin bir fonksiyonu olarak verilmiştir (Şekil 2-13). Bu şekilleri kullanarak aşağıdaki genellemeleri yapmak mümkündür:

1-) Birim hacim ağırlık - tek eksenli basınç direnci (Şekil 2):

Kayaların birim hacim ağırlığı genellikle $17-23 \text{ kN/m}^3$ arasındadır. Şayet kayanın birim hacim ağırlığı suyun birim hacim ağırlığına yakın ise, kayanın tek eksenli basınç direnci 0 olmaktadır. Kayaların birim hacim ağırlığı $\gamma \text{ (kN/m}^3\text{)}$ ile tek eksenli basınç direnci $\sigma_c \text{ (MPa)}$ arasındaki ilişki aşağıdaki eşitlik ile ifade edilebilir:

$$\gamma = 10(1 + 0.8\sigma_c^{0.15}) \quad (1)$$

2-) Boşluk yüzdesi - tek eksenli basınç direnci (Şekil 3):

Şekil 3'de görüldüğü gibi, değerler bir miktar dağınıklık göstermesine rağmen, kayanın tek eksenli basınç direnci arttıkça boşluk yüzdesi azalmaktadır. Kayanın tek eksenli basınç direnci 0 değerine yaklaştığında boşluk yüzdesi % 60 değerine ulaşır. Bu değer gevşek kumların boşluk yüzdesine eşdeğerdir. Kayaların boşluk yüzdesi n (%) ve tek eksenli basınç direnci σ_c (MPa) arasındaki ilişki aşağıdaki eşitlik ile ifade edilebilir:

$$n = 60e^{-0.1\sigma_c} \quad (2)$$

3-) Poisson oranı - tek eksenli basınç direnci (Şekil 4):

Şekil 4' de görüldüğü gibi, kayanın poisson oranı 0.5'e yaklaştığında tek eksenli basınç direnci 0'a yaklaşmaktadır. Tek eksenli basınç direnci arttıkça, poisson oranı 0.2 ve 0.25 değerini almaktadır. Kayaların poisson oranı ν ve tek eksenli basınç direnci σ_c (MPa) arasındaki ilişki aşağıdaki eşitlik ile ifade edilebilir:

$$\nu = 0.25(1 + e^{-0.2\sigma_c}) \quad (3)$$

4-) Elastisite modülü - tek eksenli basınç direnci (Şekil 5):

Kayaların elastik modülü ile ilgili değerlerin bir miktar dağınıklık göstermesine rağmen, genel anlamda, elastik modülün tek eksenli basınç direncinin 150 - 300 katı olduğunu söylemek mümkündür. Bu sınırlar arasındaki en iyi değer 200 olarak alınabilir. Kayaların elastik modülü E (MPa) ile tek eksenli basınç direnci σ_c (MPa) arasındaki ilişkiyi aşağıda verilen eşitlik ile ifade etmek mümkündür:

$$E = 80\sigma_c^{1.4} \quad (4)$$

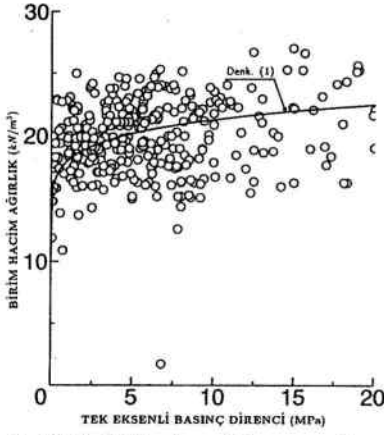
5-) Elastik dalga hızı - tek eksenli basınç direnci (Şekil 6):

Şekil 8'den de görüleceği gibi, değerler dağınık olmasına rağmen kayanın elastik hızı arttıkça tek eksenli basınç direncinde artmaktadır. Kayanın tek eksenli basınç direnci 0 değerine yaklaştığında elde edilen değer 1.4 km/s'dir. Bu değer suyun değerine eşdeğerdir. Kayaların elastik dalga hızı V_p (km/s) ile tek eksenli basınç direnci σ_c (MPa) arasındaki ilişki aşağıda verilen eşitlik ile ifade edilebilir:

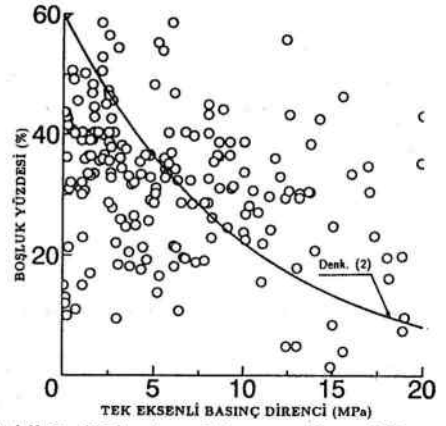
$$V_p = 1.4 + 0.2\sigma_c^{0.7} \quad (5)$$

6-) Doğal su içeriği - tek eksenli basınç direnci (Şekil 7):

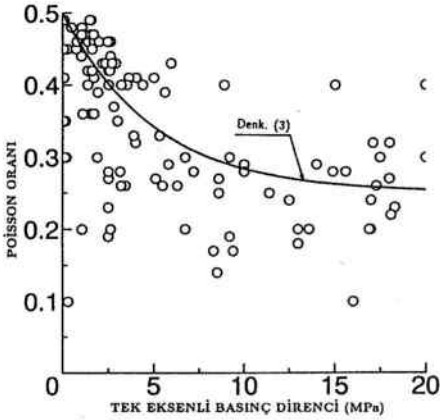
Şekil 7'de verildiği gibi, değerler oldukça dağınıklık göstermektedir. Fakat buna rağmen, genel anlamda, doğal su içeriği artar ve % 50 değerine yaklaştığında tek eksenli basınç direnci 0 olmaktadır. Diğer bir değişle, kayaların tek eksenli basınç dirençleri arttıkça doğal su içeriğinde azalma görülmektedir.



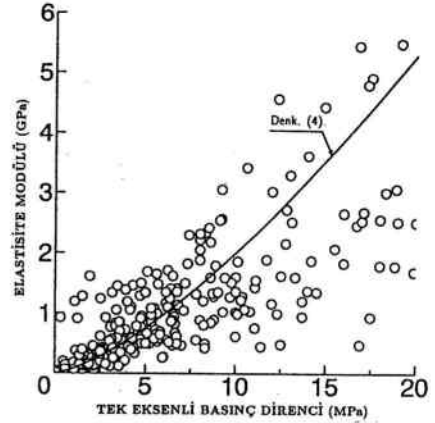
Şekil 2. Tek eksenli basınç direnci ile birim hacim ağırlık arasındaki ilişki



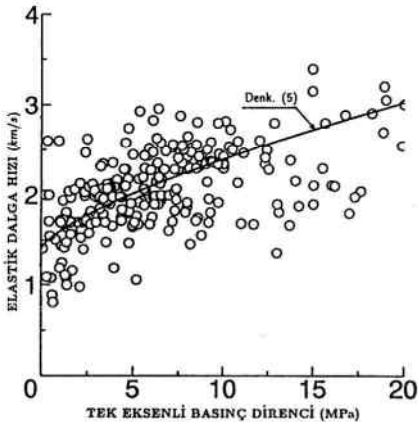
Şekil 3. Tek eksenli basınç direnci ile boşluk yüzdesi arasındaki ilişki



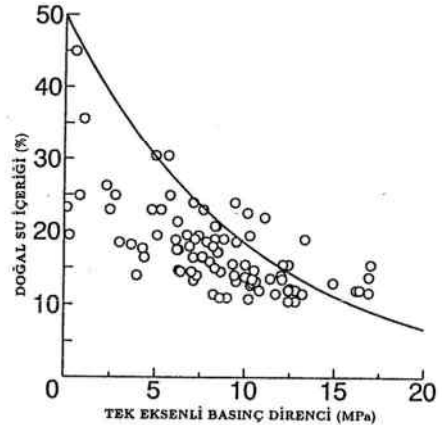
Şekil 4. Tek eksenli basınç direnci ile poisson oranı arasındaki ilişki



Şekil 5. Tek eksenli basınç direnci ile elastik modülü arasındaki ilişki



Şekil 6. Tek eksenli basınç direnci ile elastik dalga hızı arasındaki ilişki



Şekil 7. Tek eksenli basınç direnci ile doğal su içeriği arasındaki ilişki

7-) İçsel sürtünme açısı - tek eksenli basınç direnci (Şekil 8):

Şekil 8'de verildiği gibi, kayanın içsel sürtünme açısı azaldıkça, tek eksenli basınç direnci azalmaktadır. Kayanın tek eksenli basınç direnci arttıkça içsel sürtünme açısı 50°'lik bir değere ulaşma eğilimi göstermektedir. Kayaların içsel sürtünme açısı ϕ (°) ile tek eksenli basınç direnci σ_c (MPa) arasındaki ilişki aşağıda verilen eşitlik ile ifade edilebilir:

$$\phi = 20\sigma_c^{0.25} \quad (6)$$

8-) Kalıcı tek eksenli basınç direnci - tek eksenli basınç direnci (Şekil 9):

Kayanın kalıcı tek eksenli basınç direncinin tek eksenli basınç direnci ile bölünerek elde edilen oranlanmış kalıcı tek eksenli basınç direnç değerleri ile tek eksenli basınç değerleri arasındaki ilişki Şekil 9'de verildiği gibi elde edilmiştir. Kayanın tek eksenli basınç direnci arttıkça oranlanmış kalıcı tek eksenli basınç direnci hızlı bir şekilde azalır. Kayaların oranlanmış kalıcı tek eksenli basınç direnci ile tek eksenli basınç direnci arasındaki ilişki aşağıda verilen eşitlik ile ifade edilebilir:

$$\frac{\sigma_c^r}{\sigma_c} = e^{-0.3\sigma_c} \quad (7)$$

9-) Kalıcı içsel sürtünme açısı - tek eksenli basınç direnci (Şekil 10):

Kayanın kalıcı içsel sürtünme açısının içsel sürtünme açısı ile bölünerek elde edilen oranlanmış kalıcı içsel sürtünme açısı değerleri ile tek eksenli basınç değerleri arasındaki ilişki Şekil 10'de verildiği gibi elde edilmiştir. Kayaların oranlanmış kalıcı içsel sürtünme açısı ile tek eksenli basınç direnci arasındaki ilişki aşağıda verilen eşitlik ile ifade etmek mümkündür:

$$\frac{\phi_r}{\phi_p} = 1.3 - 0.3e^{-0.2\sigma_c} \quad (8)$$

Kayaların tek eksenli basınç direnci arttıkça oranlanmış kalıcı içsel sürtünme açısındaki değişime küçülür ve 1.3 değerine yaklaşır.

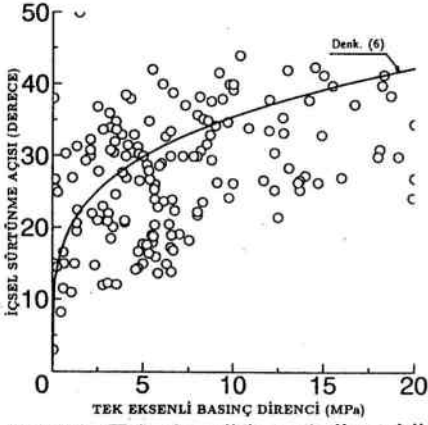
10-) Mükemmel plastik poisson oranı - tek eksenli basınç direnci (Şekil 11):

Mükemmel plastik davranış durumundaki poisson oranı değerleri ile tek eksenli basınç değerleri arasındaki ilişki Şekil 11'de gösterilmiştir. Mükemmel plastik poisson oranı ile tek eksenli basınç direnci arasındaki ilişki aşağıda verilen eşitlik ile ifade edilebilir:

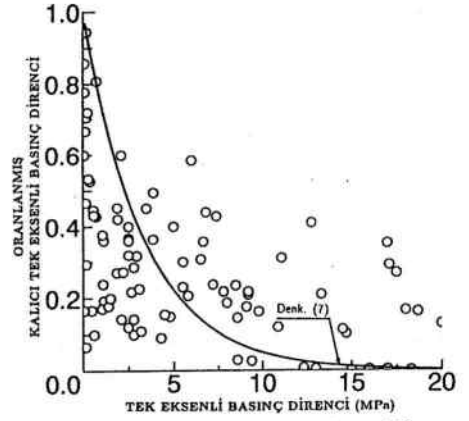
$$f_p = 0.5 + 0.25\sigma_c^{0.8} \quad (9)$$

11-) Plastik zayıflama poisson oranı - tek eksenli basınç direnci (Şekil 12):

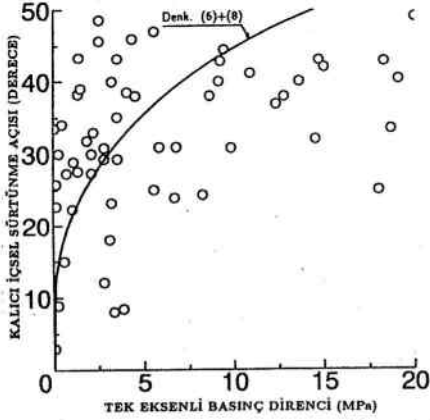
Plastik zayıflama poisson oranı değerleri ile tek eksenli basınç değerleri arasındaki ilişki Şekil 12'de verildiği gibi elde edilmiştir. Plastik zayıflama poisson oranı ile tek eksenli basınç direnci arasındaki ilişki aşağıda verilen eşitlik ile ifade edilebilir:



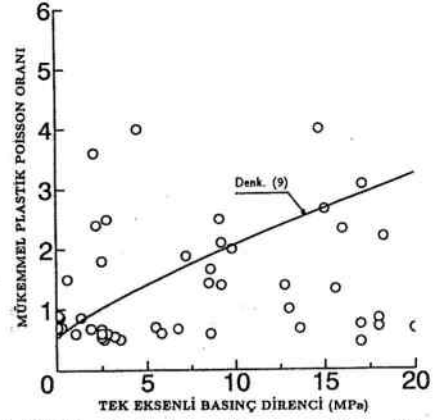
Şekil 8. Tek eksenli basınç direnci ile içsel sürtünme açısı arasındaki ilişki.



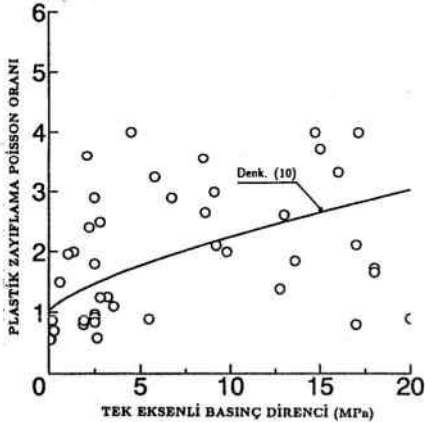
Şekil 9. Tek eksenli basınç direnci ile kalıcı tek eksenli basınç direnci arasındaki ilişki.



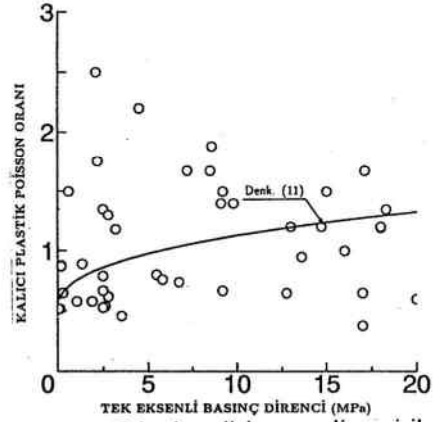
Şekil 10. Tek eksenli basınç direnci ile kalıcı içsel sürtünme açısı arasındaki ilişki.



Şekil 11. Tek eksenli basınç direnci ile mükemmel plastik poisson oranı arasındaki ilişki.



Şekil 12. Tek eksenli basınç direnci ile plastik zayıflama poisson oranı arasındaki ilişki.



Şekil 13. Tek eksenli basınç direnci ile kalıcı plastik poisson oranı arasındaki ilişki.

$$f_s = 1.0 + 0.25\sigma_c^{0.7} \quad (10)$$

12-) Kalıcı plastik poisson oranı - tek eksenli basınç direnci (Şekil 13):

Kalıcı plastik poisson oranı değerleri ile tek eksenli basınç değerleri arasındaki ilişki Şekil 13'de gösterildiği gibidir. Kalıcı plastik poisson oranı ile tek eksenli basınç direnci arasındaki ilişki aşağıda verilen eşitlik ile ifade etmek mümkündür:

$$f_r = 0.5 + 0.25\sigma_c^{0.4} \quad (11)$$

3.2 Kaya Sıkıştırma ile ilgili ana faktörler:

İlk yazar tarafından yapılan incelemelerde tünelin açıldığı kayanın büyük deformasyonlar göstermesi halinde aşağıda verilen faktörlerin hayli önemli rol oynadığı anlaşılmıştır.

- 1-) Kayanın tek eksenli basınç direncinin (σ_c), tünel üzerindeki örtü tabakası basıncına (γh) bölünmesiyle elde edilen direnç katsayısı genellikle 2'den küçük olmalıdır (Muirwood 1972; Nakano 1979).
- 2-) $\varepsilon_\theta = u/R$ olarak tanımlanan tünel cidarındaki teğetsel birim deformasyon % 1'den büyük olmalıdır.
- 3-) Kayanın doğal su içeriği sıkıştıran kayalarda % 25'den fazla olduğu gözlenmiştir. Şayet kayanın sıkıştırma olasılığı gözönüne alındığında, kayanın boşluk yüzdesinin su içeriğinden daha önemli olduğunu söylemek mümkündür. Kayanın boşluk yüzdesi arttıkça mekanik özelliklerinde kötüleşme olmaktadır.
- 4-) Tünel jeolojisi genellikle tabakalı tortul kayalardan oluşmakta ve şişme özelliğine sahip kil minerallerini içermektedir.
- 5-) Sıkıştırma esnasında gözlenen yenilme şekilleri bölüm 2'de tanımlandığı gibidir.
- 6-) Sıkıştırmanın tanımlanabilmesi için geçen süre kayanın direnç katsayısı ile değişim göstermektedir. Şayet bu değer küçük ise sıkıştırma sonucu oluşan yenilme hızlı olmaktadır.

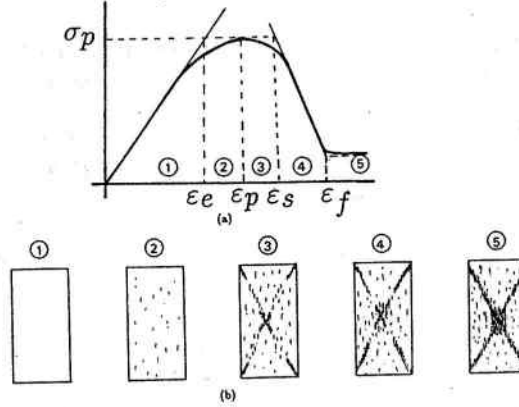
4 Sıkıştırma olasılığının ve derecesinin tahmini için bir yöntem

Tünel çalışmalarının bir çoğunda, sıkıştırma ve derecesinin belirlenmesi hayli zordur. Mamefi, sıkıştırma ve derecesinin belirlenmesi için iki olası yöntemden söz etmek mümkündür:

- 1-) Tünellerdeki şekil değiştirme değerini tünelin boyutlarına ilişkilendirmek suretiyle (örneğin: şayet tünel cidarındaki birim deformasyon %1'den büyük ise sıkıştırma olmaktadır (Saari 1982)).
- 2-) Tünellerdeki sıkıştırma olasılığının ve derecesinin saptanması için direnç katsayısı ile tüneli çevreleyen kayanın mekanik özellikleri arasındaki ilişkiye dayanan yöntemler. Aşağıda açıklanan yöntem, burada belirtilen 2 öneriyi içermektedir (Aydan vd. 1992, 1993(a,b)).

4.1 Önerilen yöntemin temel ilkesi

Yöntemin temel ilkesi, kayanın laboratuvar deneyleri ile elde edilen eksenel gerilme-birim deformasyon davranışı ile tüneli çevreleyen kayanın teğetsel gerilme-birim deformasyon davranışı arasındaki benzerliğe dayanmaktadır. Birçok deneysel araştırmacıların gösterdiği gibi, kayaların deney esnasında elde edilen gerilme-deformasyon eğrileri kayacın içsel yapısı ile yakından ilgilidir (Scholz 1968 a,b; Hallbauer vd. 1973; Bieniawski 1967, 1970; Farmer 1983). Deneysel çalışmalarda görüldüğü gibi, tüm basamakları içeren bir deneyde kaya örneğinin beş ayrı basamaktaki içsel yapısını ayırt etmek mümkündür. Şekil 14 (a)'da verildiği gibi küçük çevre basıncı altında σ_3 (örneğin; $\sigma_3/\sigma_c \leq 0.1$) kaya numunelerinde yapılan deneylerde elde edilen gerilme-birim deformasyon eğrisi modellenerek değişik seviyelerdeki birim deformasyonlar tanımlanabilir.



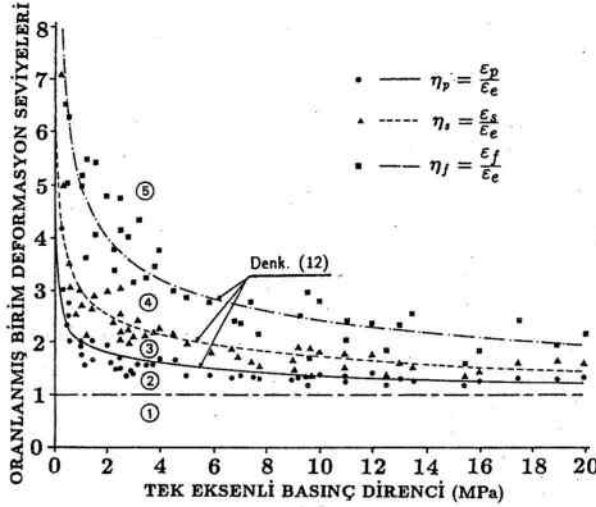
Şekil 14. İdealleştirilmiş gerilme-birim deformasyon ilişkisi ve sıkıştıran kayalara olan ilgisi.

Şekil 14 (b)'de tam bir deneyde numunelerin genel davranışı gösterilmiştir. Gözlenen beş durumun özelliklerini aşağıdaki gibi tanımlamak mümkündür:

- 1-) **Elastik durum:** Kaya hemen hemen doğrusal (linear) bir davranış gösterir ve çatlak gözlenmez.
- 2-) **Sertleşme durumu:** Küçük çatlaklar oluşmaya başlar. Oluşan bu çatlakların açılma konumu genellikle en büyük asal gerilme yönü ile çıkarır.
- 3-) **Yenilme durumu:** Gerilme-birim deformasyon eğrisindeki tepe noktasının (peak) aşımından sonra küçük boyuttaki çatlaklar birleşerek büyük çatlakları oluşturma eğilimi belirir.
- 4-) **Zayıflama durumu:** Oluşan büyük boyuttaki çatlaklar en kritik açılma konuma göre büyümeye devam ederler.
- 5-) **Akma durumu:** En kritik düzlemler boyunca oluşan büyük çatlaklar birleşerek kayanın kırılmasına neden olur.

Şekil 15'deki değerler kullanılarak, birim deformasyon sınırlarının ($\epsilon_p, \epsilon_s, \epsilon_f$) Şekil 14 (a)'da tanımlanan elastik birim deformasyon sınırına (elastic strain limit) (ϵ_e) bölünerek elde edilen oranlanmış birim deformasyon seviyeleri (normalised strain levels) (η_p, η_s, η_f) ile tek eksenli basınç direnci arasında aşağıdaki ilişkiler kurulmuştur:

$$\eta_p = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_e} = 2\sigma_c^{-0.17}, \quad \eta_s = \frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_e} = 3\sigma_c^{-0.25}, \quad \eta_f = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_e} = 5\sigma_c^{-0.32} \quad (12)$$



Şekil 15. Sıkıştıran kayalarda tek eksenli basınç direnci ile oranlanmış birim deformasyon seviyeleri arasındaki ilişki.

Tünellerde kayanın sıkıştırma olasılığını ve derecesini belirlemek için deneylerde gözlenen beş durumu içeren bir öneri burada verilecektir. Tünel çevresindeki kaya kütlelerinin gerilme durumu düşünüldüğünde, teğetsel gerilme genellikle maksimum gerilmedir. Bu nedenle, deneylerdeki en yüksek eksenel gerilme-birim deformasyon eğrileri ile tünel açıklığı etrafındaki kayaların teğetsel gerilme-teğetsel birim deformasyon davranışları arasında bir benzerlik düşünülebilir. Dolayısıyla, laboratuvar ve arazide yapılan tek ve üç eksenli basınç direnç deneylerindeki beş durum, tüneli çevreleyen kayanın sıkıştırma olasılığı ve derecesi ile doğrudan doğruya ilişkilendirilebilir. Bu durum, Şekil 16'da gösterilmiş ve sınıflandırılması Çizelge 1'de verilmiştir.

4.2 Tünel cidarındaki oranlanmış birim deformasyonlar

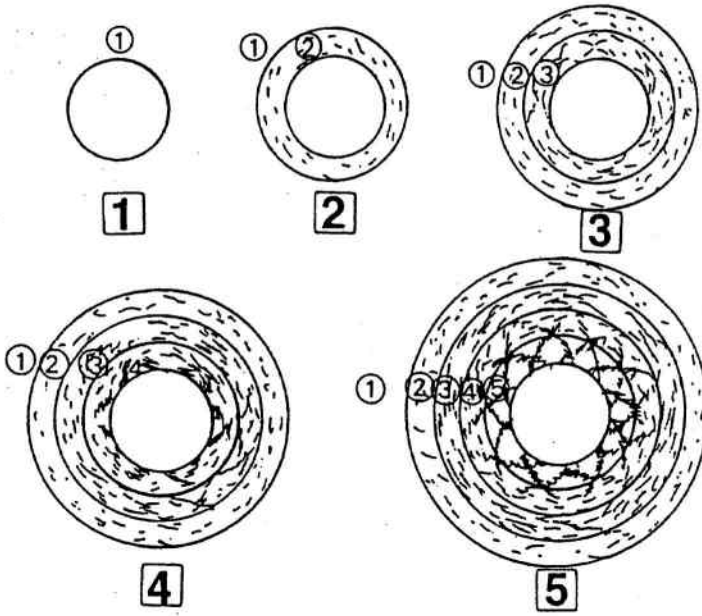
Şekil 17'de verildiği gibi, kayanın elastik-mükemmel ve kalıcı plastik davranış gösterip Mohr-Coulomb yenilme kriterine uyduğu varsayımı yapılmıştır. Hidrostatik gerilme (p_0) altında, sıkıştıran kayalarda açılan bir tünel ve her bir ortama ilişkin tanımlamalar Şekil 18'de gösterilmiştir. Bu tür tünellerdeki gerilme ve birim deformasyon ortamlarını tahmin etmek için Aydan vd. (1992, 1993(a,b)) tarafından kuramsal bir çözüm önerilmiştir. Burada denklemlerin elde edilmesi tekrardan verilmeyip denklemlerin son hali verilecektir.

1-) Elastik durum:

Tünel cidarındaki teğetsel birim deformasyon ε_θ^a ve teğetsel gerilme σ_θ^a şu şekilde verilebilir:

$$\varepsilon_\theta^a = \frac{1 + \nu}{E}(p_0 - p_i) \quad (13)$$

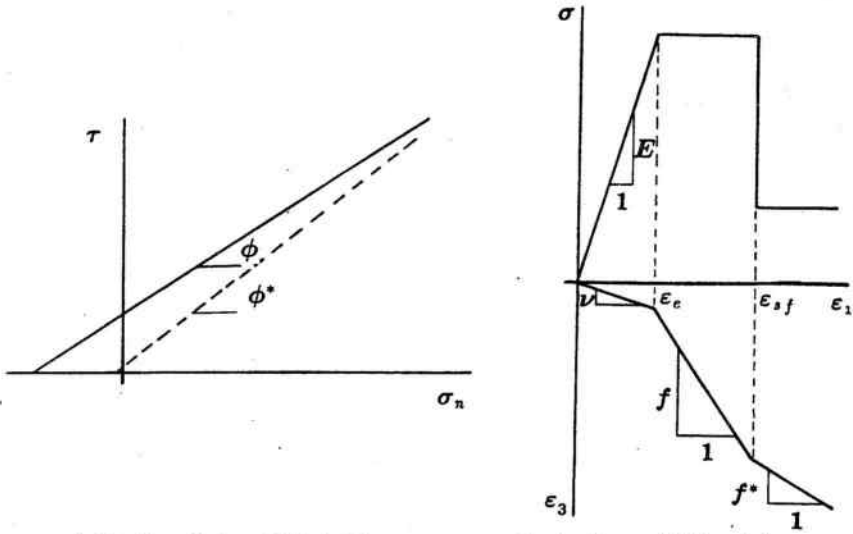
$$\sigma_\theta^a = 2p_0 - p_i \quad (14)$$



Şekil 16. Tünel etrafındaki sıkıştıran kayaların durumu.

Çizelge 1. Önerilen yöntemle göre sıkıştırma derecesinin sınıflandırılması.

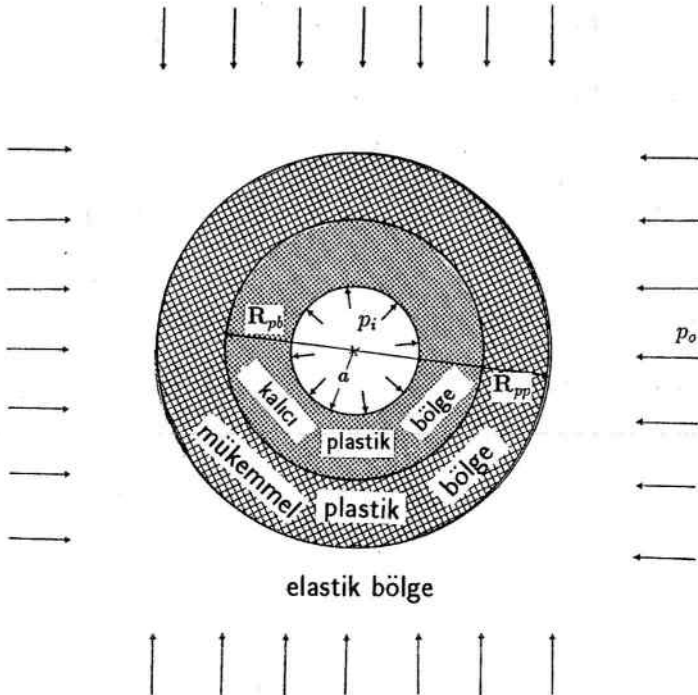
Sınıf	Sıkıştırma derecesi	Sembol	Teorik formül	Tünel davranışına ilişkin açıklama
1	Sıkıştırma yok	NS	$\varepsilon_{\theta}^a / \varepsilon_{\theta}^e \leq 1$	Kaya elastik olarak davranır ve tünel aynasının etkisi bittiğinde tünel duraylıdır.
2	Çok az sıkıştırma	LS	$1 < \varepsilon_{\theta}^a / \varepsilon_{\theta}^e \leq \eta_p$	Kaya, birim deformasyon-sertleşmesi gösterir. Sonuç olarak, tünel duraylı ve tünel aynasının etkisi bittiğinde yer değiştirme olmayacaktır.
3	Az sıkıştırma	FS	$\eta_p < \varepsilon_{\theta}^a / \varepsilon_{\theta}^e \leq \eta_s$	Kaya, birim deformasyon-yumuşama davranışı gösterir ve yer değiştirmeler büyüktür. Fakat, tünel aynasının etkisi bittiğinde yer değiştirme olmayacaktır.
4	Çok sıkıştırma	HS	$\eta_s < \varepsilon_{\theta}^a / \varepsilon_{\theta}^e \leq \eta_f$	Kaya, hızlı bir şekilde birim deformasyon-zayıflaması gösterir. Yer değiştirmeler büyük ve tünel aynasının etkisi bittiğinde yer değiştirme yine devam edecektir.
5	Çok fazla sıkıştırma	VHS	$\eta_f < \varepsilon_{\theta}^a / \varepsilon_{\theta}^e$	Kaya, kırılarak tünelin göçmesine neden olacak. Yer değiştirmeler hayli büyüktür. Tünelin tekrar kazılması ve daha güçlü tahkimat sisteminin yapılması gerekmektedir.



a) Yenilme kriteri (ölçütü).

b) Gerilme - birim deformasyon davranışı.

Şekil 17. Kaya için mekanik model.



Şekil 18. Sıkıştıran kayada bir tünel ve ona ilişkin gerekli tanımlamalar.

Burada p_i iç veya tahkimat basıncı, E elastisite modülü ve ν poisson oranıdır. Eğer tünel elastik sınır değerinde ise teğetsel gerilme σ_θ^a kayanın tek eksenli basıncına σ_c eşittir ($p_i = 0$ için). Böylece, elastik birim deformasyon sınırı:

$$\varepsilon_\theta^e = \frac{1 + \nu}{E} \frac{\sigma_c}{2} \quad (15)$$

olarak elde edilir. Yukarıda elde edilen ilişki 13 nolu denklemde kullanılırsa, tünel cidarındaki oranlanmış birim deformasyon elde edilir:

$$\xi = \frac{\varepsilon_\theta^a}{\varepsilon_\theta^e} = 2 \frac{1 - \beta}{\alpha} \leq 1 \quad (16)$$

burada

$$\beta = \frac{p_i}{p_o} \quad \text{örtü basıncına oranlanmış tahkimat basıncı}$$

$$\alpha = \frac{\sigma_c}{p_o} \quad \text{direnç katsayısı}$$

2-) Mükemmel plastik durum:

Tünel cidarındaki teğetsel birim deformasyon şu şekilde elde edilir:

$$\varepsilon_\theta^a = \frac{1 + \nu}{E} (p_o - \sigma_{rp}) \frac{R_{pp}^{f+1}}{a} \quad (17)$$

Elastik sınır ise şu şekildedir;

$$\varepsilon_\theta^e = \frac{1 + \nu}{E} (p_o - \sigma_{rp}) \quad (18)$$

burada

$$\sigma_{rp} = \frac{2\sigma_o - \sigma_c}{q + 1}, \quad q = \frac{1 + \sin\phi}{1 - \sin\phi}, \quad \phi = \text{ana kayanın içsel sürtüme açısı}$$

Yukarıda elde edilen denklemi 17 nolu denklemde yerine konursa, tünel cidarındaki oranlanmış birim deformasyon aşağıdaki şekilde elde edilir:

$$\xi = \frac{\varepsilon_\theta^a}{\varepsilon_\theta^e} = \left[\frac{2}{q + 1} \left\{ \frac{(q - 1) + \alpha}{(q - 1)\beta + \alpha} \right\} \right]^{\frac{f+1}{q-1}} \quad (19)$$

2-) Kalıcı plastik durum:

Tünel cidarındaki teğetsel birim deformasyon şu şekilde elde edilir:

$$\varepsilon_\theta^a = \frac{1 + \nu}{E} (p_o - \sigma_{rp}) \eta_{sf} \frac{R_{pb}^{f+1}}{a} \quad (20)$$

18 ve 20 nolu denklemler kullanılarak, tünel cidarındaki oranlanmış birim deformasyon aşağıdaki şekilde elde edilir:

$$\xi = \frac{\varepsilon_{\theta}^a}{\varepsilon_{\theta}^e} = \eta_{sf} \left[\frac{\frac{2}{q+1} \left\{ \frac{(q-1)+\alpha}{(q-1)} \right\} \eta_{sf}^{-\frac{q-1}{q+1}} - \frac{\alpha}{q-1} + \frac{\alpha^*}{q^*-1}}{\beta + \frac{\alpha^*}{q^*-1}} \right]^{\frac{q^*+1}{q^*-1}} \quad (21)$$

burada

$$q^* = \frac{1 + \sin \phi^*}{1 - \sin \phi^*}, \quad \alpha^* = \frac{\sigma_c^*}{p_o}, \quad \eta_{sf} = \frac{\eta_s + \eta_f}{2}$$

ϕ = kırılmış kayanın içsel sürtüme açısı

4.3 Önerilen yöntemin hidrostatik gerilme altındaki dairesel tünellere uygulaması

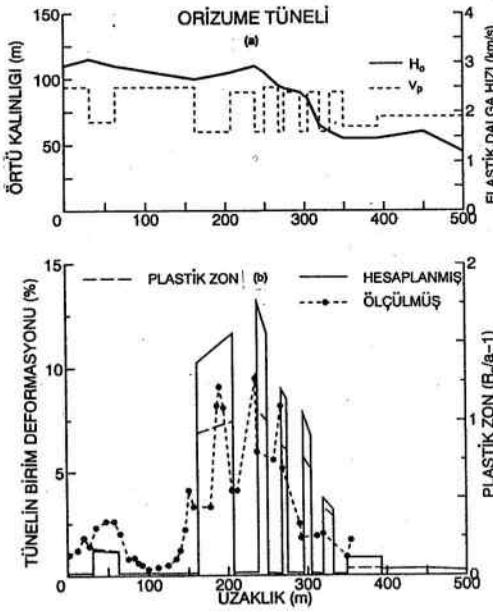
Önerilen yöntemin uygulamasında izlenecek yol aşağıda maddeler halinde verilmiştir:

- 1-) Kayanın tek eksenli basınç direncinin saptanması: Kayanın tek eksenli basınç direnci laboratuvar veya indeks deneylerinden elde edilebilir. Şayet, bu deneyler yapılamazsa, en azından kayanın elastik dalga hızı ölçülmelidir. Böylece, 5 nolu denklem kullanılarak kayanın tek eksenli basınç direnci saptanabilir. Eğer kaya sınıflamaları kullanılacak olursa kaya kalitesi ile tek eksenli basınç direnci bir ilişkinin kullanılması gerekir.
- 2-) Birim deformasyon seviyelerinin tahmini: Kayanın tek eksenli basınç direnci belirlendikten sonra 12 nolu denklem kullanılarak kayanın birim deformasyon seviyeleri belirlenebilir.
- 3-) Örtü basıncının ve birim hacim ağırlığının belirlenmesi: Kayanın örtü basıncı ve birim hacim ağırlığı biliniyorsa bunlar kullanılmalıdır. Şayet, kayanın birim hacim ağırlığı ölçülmemiş ise 1 nolu denklem kullanılarak elde edilebilir.
- 4-) Sıkıştırma olasılığının ve derecesinin tahmini: Oranlanmış tahkimat basıncının sıfır ($\beta = 0$) olduğu durum gözönüne alınarak, verilen değerlere göre, kayanın sıkıştırma olasılığı ve derecesi 16, 19 ve 21 nolu denklemler kullanılarak tahmin edilebilir.
- 5-) Tahkimat basıncının tahmini: Şayet, kayanın sıkıştırma olasılığı saptanmış ise tüneli çevreleyen kayaların birim deformasyonları sınır alınarak oranlanmış tahkimat basıncı (β) ve plastik bölgenin yarıçapını bulmak mümkündür.

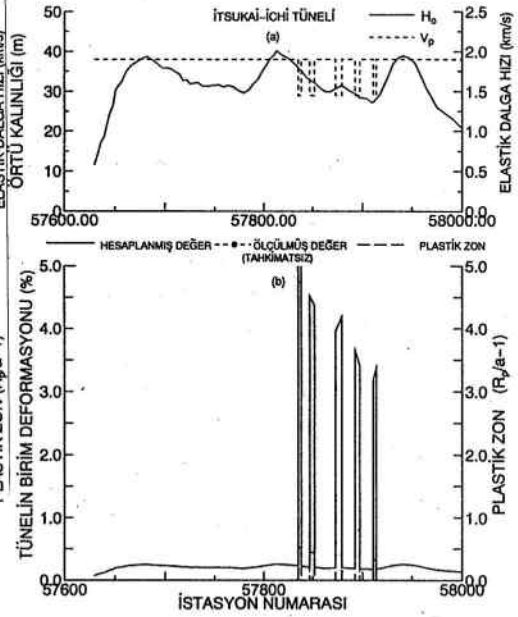
4.4 Gerçek tünellere uygulamalar

İlk uygulama, Japonya'nın Tohoku bölgesinde bulunan Orizume tünel'indeki kayaların sıkıştırma olasılığını ve derecesini tahmin etmek amacıyla yapılmıştır. Orizume tüneli, 2300 m uzunluğunda olup en kesit alanı 70 m² dir. Tünel ekseninin 97+00 ile 100+00 km arasındaki 300 m'lik kısmının kazım çalışmaları sırasında bazı ölçüm istasyonlarında tünel deformasyonunun 2000 mm'yi aştığı gözlenmiştir. Tünel eksen boyuncası 3. zaman'da oluşan tuf ve kilaşları bulunmaktadır. Kaya sıkıştırmasını gözlemlendiği kısımlarda, kayalar % 10 ile 60 arasında değişen oranlarda sodyumlu montmorillonit içermektedir. Tünel eksen boyuncası kayaların laboratuvarında saptanan tek eksenli basınç direnç değerleri bir miktar dağınıklık göstermektedir. Dolayısıyla, tünel çalışmaları esnasında kayaların elastik

dalga hızı değerleri saptandığından kayaların tek eksenli basınç direnci, 5 nolu denklemde verilen elastik dalga hızı ile tek eksenli basınç direnci arasındaki ilişki kullanılarak saptanmıştır. Kayanın sıkıştırma olasılığını ve derecesini tahmin etmek için gerekli olan denklemler daha önceki bölümlerde verilmiştir. Orizume tüneli'ne ait elastik dalga hızı değerlerinin tünel eksenli boyunca dağılımı Şekil 19 (a)'da verilmiştir. Tünel cidarını çevreleyen kayaların tahmin edilen sıkıştırma olasılığı ile tünel cidarındaki birim deformasyon seviyeleri Şekil 19 (b)'de verilmiştir. Şekilden de görüleceği üzere, hesaplamalar iyi bir yaklaşımla arazi ölçümlerini tahmin edebilir niteliktedir. Hesaplamalar sonucu elde edilen değerler ile arazi ölçümleri arasındaki bu yakın ilişki önerilen yöntemin hem geçerli hemde güvenilir bir yöntem olduğunu göstermektedir.



Şekil 19. Orizume tünelinin eksenli boyunca elastik dalga hızı dağılımı ve kayanın tahmin edilen sıkıştırma olasılığı.

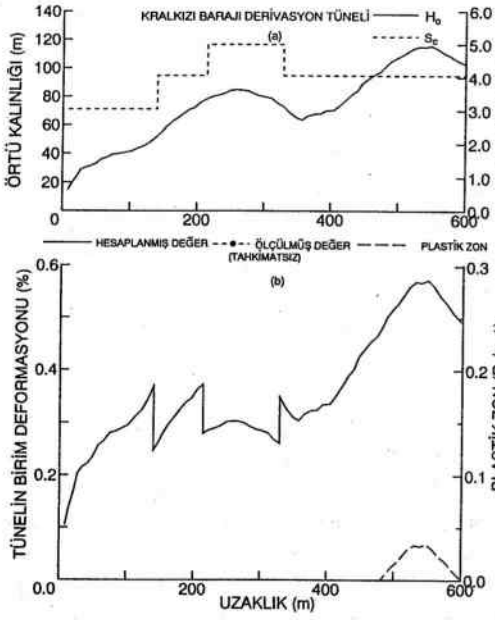


Şekil 20. Itsukaichi tünelinin eksenli boyunca elastik dalga hızı dağılımı ve kayanın tahmin edilen sıkıştırma olasılığı.

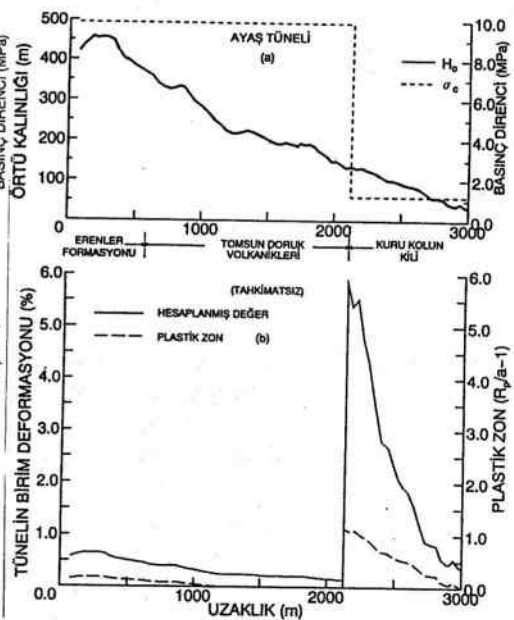
İkinci uygulama, şu anda inşa edilmekte olan Japonya'nın Hokuriku bölgesinde bulunan Itsukaichi tüneli'ndeki kayaların sıkıştırma olasılığını ve derecesini tahmin etmek amacıyla yapılmıştır. Itsukaichi tüneli, 450 m uzunluğunda olup en kesit alanı 90 m^2 dir. Tünel eksenli boyunca gözlenen jeolojik birimler; kumtaşı ve kıltaşı ardalaması şeklinde olup, kıltaşı tabakaları kumtaşı tabakalarına göre daha ince ve çatlaklıdır. Kumtaşı ve kıltaşının tek eksenli basınç dirençleri laboratuvarında saptanmıştır. Kumtaşı ve kıltaşlarının yerinde tek eksenli basınç direnci, 5 nolu denklemde verilen elastik dalga hızı ile tek eksenli basınç direnci arasındaki ilişkide arazide ölçülen elastik dalga hızlarını kullanarak saptanmıştır. Itsukaichi tüneli'ne ait elastik dalga hızı değerlerinin tünel eksenli boyunca dağılımı Şekil 20 (a)'da verilmiştir. Tünel cidarını çevreleyen kayaların tahmin edilen sıkıştırma olasılığı ile tünel cidarındaki birim deformasyon seviyeleri Şekil 20 (b)'de verilmiştir.

Üçüncü uygulama benzer bir şekilde ülkemizdeki Kralkızı baraj tüneline yapılmıştır. Kralkızı baraj tünelinin 600 m'lik tünel en kesiti boyunca gözlenen jeolojik birimler;

ofiyolit (karmaşık seri), konglomera (gercüş), Midyat kireçtaşı ve molas ve/veya Silvan kireçtaşıdır. Tünelin eksenel kesiti ve diğer bilgiler Yüzer ve Vardar (1983) tarafından verilmiştir. Burada da, önceki uygulamalara benzer sonuçlar elde edilmiş olup Kralkızı baraj tünelinin tek eksenli basınç direnç değerlerinin tünel eksenini boyunca olan dağılımı Şekil 21 (a)'da verilmiştir. Tünel cidarını çevreleyen kayaların tahmin edilen sıkıştırma olasılığı ile tünel cidarındaki oranlanmış birim deformasyon seviyeleri Şekil 21 (b)'de verilmiştir. Şekilde de görüldüğü gibi 480 m ile 600 m'lik kısımda tünel cidarında plastik bölge oluşmaktadır. Bu çalışmada tanımlanan yöntemle göre bu durum çok az sıkıştırmaya karşılık gelmektedir.



Şekil 21. Kralkızı baraj tünelinin eksenel boyunca tek eksenli basınç direnç dağılımı ve kayanın tahmin edilen sıkıştırma olasılığı.



Şekil 22. Ayas tünelinin eksenel boyunca tek eksenli basınç direnç dağılımı ve kayanın tahmin edilen sıkıştırma olasılığı.

Ülkemizden diğer bir örnek uygulama Ayas demiryolu tüneli ile ilgili olacaktır. Bu tünelle ilgili geniş bilgiler Ulusay vd (1993) ve Tümer ve Türdü (1985)'de bulunabilir. Tümer ve Türdü (1985) Kuru Kolun Kilindeki tünel kazım çalışmaları esnasında büyük güçlüklerle karşılaştığını ve bunun jeolojik birimin tek eksenli basınç direncinin yaklaşık 1.18 MPa olmasından kaynaklandığını belirtmektedir. Ulusay vd (1993) ise Tomsun Doruk Volkaniklerinde yapılan kaya sınıflamalarında kaya kütlelerinin Bieniawski'nin sınıflamasındaki kalite sayısı RMR 'ın 41 ile 52 arasında değiştiğini ve ortalama 47 olduğu belirtilmektedir. Kaya kütlelerinin tek eksenli basınç dayanımları için deneysel bir çalışma yoktur.

İlk yazarın öne sürdüğü yöntemde kaya kütlelerinin elastik dalga hızından dayanımı hesaplanmaktadır. Mamafih böyle bir veri olmaması nedeniyle, Hoek ve Brown (1980, 1988) ve Kalamaras ve Bieniawski'nin önerdikleri aşağıdaki eşitlik kullanılarak hesaplama yapılmıştır (Bu konu ile ilgili geniş bilgi için Gerçek (1996)'a bakınız).

$$\sigma_c^m = \sigma_c^i (e^{(RMR-100)/B})^{1/2} \quad (22)$$

burada σ_c^m kaya kütlelerinin tek eksenli basınç direnci, σ_c^i sağlam kayanın tek eksenli basınç

direncidir. Yukarıdaki eşitlikteki B 'nin değeri için Hoek ve Brown 1980'de 6, 1988'de 9 ve Kalamaras ve Bieniawski 1995'de 15'i önermektedir. Elde edilen tek eksenli basınç direnç değerleri Çizelge 2'de verilmiştir.

Çizelge 2. Çeşitli yöntemlerden elde edilen kayanın tek eksenli basınç direnç değerleri.

RMR	l (m)	Hoek and Brown		Kalamaris and Bieniawski (1995)
		(1980)	(1988)	
41	0.4	0.42	2.19	8.14
47	0.7	0.70	3.05	9.90
52	1.0	1.00	4.04	11.74

Birim: MPa

Çizelge 2'den de görüleceği üzere Hoek and Brown'ın önerdikleri katsayı kullanıldığında elde edilen kütle dayanımı oldukça küçüktür. Hoek ve Brown'ın eşitlikleri arazide deneysel olarak sınanmış değildir. Kalamaras ve Bieniawski (1995) kömür tabakaları için arazide yapmış oldukları deneylere dayanan eşitliklerden daha gerçekçi değerler elde edilmektedir. Yazarlar Hoek ve Brown'ın önerdikleri eşitliklerin yeraltı açıklıklarının kaya sıkıştırmasına ilişkin duraylılığını incelemeye sakıncalı olacağı kanısında olup bu konunun daha detaylı olarak incelenmesi gerektiğine inanmaktadırlar.

Bu çalışmada Tomsun Doruk formasyonu ile Erenler formasyonunun kaya kütlesi direncini elde edebilmek için yukarıda verilen Kalamaras ve Bieniawski (1995)'in önerdikleri eşitlikten $\sigma_c^i = 58 \text{ MPa}$ ve $RMR = 47$ için $\sigma_c^m = 9.9 \text{ MPa}$ olarak elde edilmiştir (Çizelge 2). Diğer gerekli mekanik parametreler eşitlik 1'den 21'e kadar verilen ilişkiler kullanılarak tünel çevresi kayaların sıkıştırma olasılığı ve derecesi hesaplanmıştır (Şekil 22). Bu şekilden de görüleceği üzere Kuru Kolun Kili içerisinde kazı esnasında karşılaşılan güçlükleri doğrulayan kaya sıkıştırmasının oluşması gerektiğini gösteren sonuçlar elde edilmiştir. Tomsun Doruk formasyonu ile Erenler formasyonunun'da örtü kalınlığının artması nedeniyle kaya sıkıştırması olgusunun oluşması gerekmektedir. Mamafih, bu formasyonlar için RMR 'nin dağılımı için yeterli bilgi ilgili kaynaklarda belirtilmediği için daha fazla yorumda bulunmaktan kaçınılacaktır.

5 Sonuçlar

Bu çalışmada; özellikle Japonya'daki tünellerdeki gözlemlere ve oluşan yenilmelere dayanarak, tünelleri çevreleyen kayaların sıkıştırma, mekanizması ve ilgili faktörleri açıklanmıştır. Daha sonra, tünelleri çevreleyen kayaların sıkıştırma olasılığı ve derecesini tahmin etmek amacıyla bir yöntem önerilmiş olup bu yöntemin özel bir uygulamasının dairesel ve hidrostatik birincil gerilme altındaki bir tünele nasıl uygulanacağı gösterilmiştir.

Önerilen yöntemin geçerliliği ve güvenilirliği, hesaplamalarla elde edilen değerlerin arazide yerinde ölçülmüş değerlerle karşılaştırılarak sınanmıştır. Önerilen yöntem 4 farklı tünele uygulanarak (Japonya'daki Itsukaichi ve Orizume tünelleri ile ülkemizdeki Kralkızı barajı tüneli ve Ayaş demiryolu tüneli), tünel eksen boyunca kayalarda oluşabilecek deformasyon ve kayaların sıkıştırma olasılığı tahmin edilmiştir. Sonuç olarak, önerilen yöntemle elde edilen tahminler ile arazide yerinde gözlenen değerler arasında iyi bir uyumluluk vardır.

Genel anlamda Japonya'daki tüneller üzerine yapılan bu çalışmanın, benzer bir uygulaması ülkemizdeki Kralkızı baraj tüneli ile Ayaş demiryolu tüneline uygulanmakla beraber benzer uygulamaları ülkemizde hali hazırda var olan veya çeşitli amaçlarla (otoyol, demiryolu, yeraltı santralleri, gaz veya enerji depoları vb.) açılımı planlanan tünellere yapılması mümkündür. Bu amaçla, Japonya'da çok yaygın olarak kullanılan elastik dalga hızı ülkemizde kullanılmaması nedeniyle Ayaş tüneline örnek bir uygulama yapılmakla birlikte kaya sınıflama ve/veya süreksizlik sayısı yöntemine dayanan kayanın tek eksenli basınç direncini veren bir ilişkinin geliştirilmesi gerekmektedir.

Kaynaklar

- Akagi, T., Ichikawa, Y., Kuroda, T. and Kawamoto, T. 1984. A non-linear rheological analysis of deeply located tunnels. *Int. J. Num. Anal. Meth. Geomech.*, 8, 107-120.
- Aydan, Ö., 1989. The stabilisation of rock engineering structures by rockbolts. Doctorate Thesis, Nagoya University, 240pp.
- Aydan, Ö., Akagi, T., Ito, T. and Kawamoto, T. 1992. Prediction of behaviour of tunnels in squeezing ground (in Japanese). *Journal of Geotechnical Engineering, JSCE*, No.448/III-19, 73-82.
- Aydan, Ö., Akagi, T. and Kawamoto, T. 1993(a). The squeezing potential of rocks around tunnels; theory and prediction. *Rock Mech. Rock Engng.*, 26(2), 137-163.
- Aydan, Ö., Akagi, T. and Kawamoto, T. 1993(b). A method for the prediction of the squeezing potential of rocks around tunnels. *Int. Symp. on Assessment and Prevention of Failure Phenomena in Rock Eng.*, Balkema, 767-774.
- Aydan, Ö., Ito, T., Akagi, T. and Kawamoto, T. 1994. Theoretical and numerical modeling of swelling phenomenon of rocks in rock excavations. *Int. Conf. Computer Methods and Advances in Geomechanics, IACMAG*, Vol. 3, 2215-2220.
- Aydan, Ö., Akagi, T., Ito, T., Ito, J. and Sato, J. 1995. Prediction of deformation behaviour of a tunnel in squeezing rock with time-dependent characteristics. *Numerical Models in Geomechanics-NUMOG V*, Balkema, 463-469.
- Bieniawski, Z.T. 1967. Mechanism of brittle fracture of rock. Parts 1,2 and 3., *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 4, 395-430.
- Bieniawski, Z.T. 1970. Time dependent behaviour of fractured rock. *Rock Mech.*, 7, 123-137.
- Farmer, I.W. 1983. *Engineering Behaviour of Rocks*. 2nd Ed., Chapman and Hall, New York, 200 pp.
- Gerçek, H. 1996. Hoek-Brown yenilme ölçütünün gelişimi. 3. Ulusal Kaya Mekaniği Sempozyumu, Şubat, Ankara, 251-262.
- Gioda, G. 1982. On the non-linear squeezing effects around circular tunnels. *Int. J. Num. Anal. Meth. Geomech.*, 6,21-46.

- Hallbauer, D.K., Wagner, N. and Cook, N.G.W. 1973. Some observations concerning the microscopic and mechanical behaviour of quartzite specimen in stiff, triaxial compression tests. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 10, 713-776.
- Hoek, E., Brown, E.T. 1980. Empirical strength criterion for rock masses. *ASCE, J. Geotech. Engng. Div.*, 106, GT9, 1013-1035.
- Hoek, E., Brown, E.T. 1988. The Hoek-Brown failure criterion - a 1988 update. 15th *Can. Rock Mech. Symp.*, 31-38.
- Kalamaras, G.S and Bieniawski, Z.T. 1995. A rock mass strength concept for coal seams incorporating the effect of time. 8th *Int. Congr. on Rock Mechanics*, Tokyo, 1, 295-302.
- Muirwood, A.M. 1972. Tunnels for roads and motorways. *The quaterly J. Eng. Geol.*, 5, 119-120.
- Nakano, R. 1979. Geotechnical properties of mudstone of neogene tertiary in Japan. *Proc. Int. Symp. Soil Mechs.*, Oaxaca, 1, 75-92.
- Otsuka, M. and Takano, A. 1980. Displacement due to tunnel excavation and geological characteristics in swelling mudstone (in Japanese). *Tsuchi to Kiso*, 28(7), 29-36.
- Saari, K. 1982. Analysis of plastic deformation (squeezing) of layers intersecting tunnels and shafts in rock. PhD Thesis, University of California, Berkeley, 183pp.
- Scholz, C.H. 1968(a). Microfracturing and the inelastic deformation of rock in compression. *J. Geophys. Res.*, 73, 1417-1432.
- Scholz, C.H. 1968(b). Experimental study of the the fracturing process in brittle rock. *J. Geophys. Res.*, 73, 1447-1454.
- Terzaghi, K. 1946. Rock tunnelling with steel support. Youngstown, Ohio, Commercial Shearing and Stamping Co..
- Tanimoto, C. 1984. NATM-1 (in Japanese). Morikita Shuppan, 168-175.
- Tümer, U. ve Türdü, E. 1985. Cell method solver soft ground problems in Turkish rail tunnel. *Tunnels and Tunnelling*, 14-16.
- Ulusay, R., Aksoy, H. ve İder, M.H. 1993. Geotechnical approaches for the design of a railway tunnel section in andesite. *Engineering Geology*, 34, 81-93.
- Yüzer, E. ve Vardar, M. 1983. Kaya Mekaniği. İ.T.Ü. Maden Fakültesi Matbaası, İstanbul, 154s.

SİVAS MERMER FABRİKALARININ İNCELENMESİ, PERFORMANS ÖLÇÜM SONUÇLARI VE BAZI MERMER MALZEME ÖZELLİKLERİ İLE İLİŞKİLERİ

Investigation of Sivas Marble Factories, Performance Measurement Results and Their Relations with Some Marble Material Properties

Atilla Ceylanoglu

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

Kazım Görgülü, Ercan Arpaz

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

Özet

Bu çalışmada, Sivas organize sanayi alanında yer alan mermer fabrikalarının ekipman durumu ve değişik mermer birimleri üzerinde gerçekleştirilen performans ölçüm sonuçları sunulmaktadır. Bu kapsamda, üç ayrı mermer fabrikasında bulunan ST makinalarının farklı mermer birimlerindeki kesme performansları; bekleme saati üretim (m²/hr), enerji tüketimi (kWh), dönme hızı (rpm) ve bekleme süresi ölçülerek belirlenmiştir. Bunun yanı sıra, performans ölçümü yapılan mermer birimlerinin bazı malzeme özellikleri (birim ağırlık, nem oranı, Schmidt sertliği, dolaylı çekme dayanımı, tek eksenli basınç dayanımı, elastisite modülü vb.) kaya mekaniği laboratuvarında belirlenmiştir. Daha sonra, performans ölçüm sonuçları ve malzeme özellikleri arasında ilişkiler araştırılmış ve iyi korelasyon katsayılı eşitlikler bulunmuştur.

Anahtar Kelimeler: ST makinaları, kesme performansı, mermer malzeme özellikleri

Abstract

In this study, equipment list of marble factories located in Sivas organised industry area and the results of performance measurements carried on different marble units have been presented. In this scope, cutting performances of ST machines existing in three marble factories for different marble units had been determined by measuring the hourly production without waiting (m²/hr), energy consumption (kWh), rotational speed (rpm) and downtime. In addition, some material properties (unit weight, moisture content, Schmidt hardness, indirect tensile strength, uniaxial compressive strength, elastic modulus, etc.) of these marble units had been determined in the rock mechanics laboratory. Then relationships between performance measurement results and material properties had been searched and equations with good correlation coefficient were found.

Key Words: ST machines, cutting performance, marble material properties

1. GİRİŞ

Bilindiği gibi, uygarlıkların gelişimine paralel olarak mermer kullanımı artmış, bunun doğal sonucu olarak da mermer işletmeciliği, madencilik sektörünün önemli alanlarından biri durumuna gelmiştir. Son yıllarda, mermer sektörünün önemi giderek artmış ve üretici ülkeler açısından önemli bir milli gelir kaynağı haline gelmiştir.

Mermer ihracatımız, maden sektöründe üst sıralarda yer almasına rağmen, Dünya pazarındaki payımız oldukça düşük bir durumda gözükmemektedir. Buna paralel olarak mermer işletmeciliğimiz de, uygun işletme parametrelerinin belirlenememiş olması ve teknolojik gelişmelerin etkin bir şekilde kullanılamaması nedeniyle istenilen düzeye getirilememektedir.

Ünver (1992), kayaların testerelerle kesilebilirliğinin pratik olarak belirlenebilmesine yönelik yaptığı istatistiksel bir çalışma sonucunda kayaların tezgahlarda kesilebilirliği açısından en önemli faktörlerin kayaç sertliği ve sert minerallerin tane boyutları olduğunu ortaya koymuş ve sert minerallerin tane boyutlarının artmasının kesme işlemini güçleştirdiğini vurgulamıştır. Ünver, kuvars, plajiyoklas ve ortoklaz tane boyut ve miktarlarının kritik faktörler olduğunu belirttikten sonra, kayaların testerelerle kesilebilmesi açısından gerekli olan kesme kuvvetini belirlemeye yönelik regresyon analizi yaparak bazı ilişkiler sunmuştur.

Ceylanoğlu ve Görgülü (1995), makina performansı ve mermer özellikleri arasındaki etkileşimin belirlenmesinde özgül kesme enerjisinin ekonomikliği de yansıtılması bakımından daha etkin ve belirleyici olarak öne çıktığını vurgulamışlardır.

Bu araştırma kapsamında, Sivas'ta bulunan üç ayrı mermer fabrikasındaki ST makinalarının değişik mermer birimlerindeki (yumuşak:traverten; orta sert:kumru tüyü; sert:Amasya beji) kesme performansları ölçülmüştür. Ayrıca laboratuvar çalışmaları ile sözkonusu mermer birimlerinin bazı fiziksel ve mekanik özellikleri belirlenerek performans ölçüm sonuçlarıyla ilişkilendirilmiştir.

2. MERMER FABRİKALARININ TANITIMI

Mermer ocaklarında üretilen bloklar, mermer işleme tesislerinde piyasada istenen boyutlara kesilerek ham veya parlatılmış olarak piyasaya sunulmaktadır. Bu amaçla günümüzde değişik tip ve ebatlarda mermer işleme makinaları geliştirilmiştir. Bunlar;

- i. Blok Düzeltme Makinaları (Sayalama)
- ii. Kesme Makinaları (Yarma, ST, Katrak)
- iii. Plaka Kesme Makinaları (Köprülü Kesme, Kafa Kesme, Yan Kesme)
- iv. Plaka Silme ve Cilalama Makinaları
(Bantlı, Alın Silme, Köprülü, El Perdah, Pah Kırma)

Bu çalışmanın sürdürüldüğü üç değişik mermer fabrikasının ekipman durumu Çizelge 1’de verilmektedir. Fabrikalar Sivas organize sanayi bölgesinde bulunmaktadır.

Çizelge 1. Ekipman Durumu.

Ekipman	Fabrika Adı		
	Ak Mermer (Adet)	Aşkın Mermer (Adet)	Emmioğlu Mermer (Adet)
Katrak	-	1	-
ST	1	1	1
Bantlı silme ve cilalama	2	-	1
Köprülü silme ve cilalama	-	1	-
El perdah	2	-	1
Pah kırma	-	1	-
Köprülü kesme	-	1	-
Yan kesme	2	-	2
Kafa kesme	1	2	3
Gezer Vinç (25 ton)	1	1	1
Gezer Vinç (5 ton)	-	2	-
Kapalı alan (m ²)	1300	1200	1200
Maksimum kapasite (m ² /yıl)	50000	60000	80000
Fiili kapasite (m ² /yıl)	35000	45000	60.000

Fabrikaların stok sahasından vinçle blok arabasına yerleştirilen blok, ST makinasının altına getirilmektedir. ST makinasında kesime hazırlık yapıldıktan sonra, bloğun üst yüzey alanı tarama ile alınmaktadır. Daha sonra, istenilen boyutlarda plaka kesimine devam edilmektedir. ST makinasından alınan plakaların, kafa kesme makinasında bozuk olan kafaları düzeltilmekte ve uygun ebatlama yapılmaktadır. İhtiyaca göre yan kesme makinasında plaka genişlikleri uygun ebatla ayarlanmaktadır. Kafa kesme veya yan kesme makinasından alınan plakalar silme cilalama hattına verilmektedir. Cilalanmış olarak çıkan plakalar fabrikanın muhtelif yerlerinde istiflenmekte ve satışa hazır hale getirilmektedir. Tüm makineler sulu çalıştıkları için makinelerin kullanımından sonra çıkan kirli sular uygun kanallarla dinlendirme havuzlarında toplanmaktadır. Dinlendirme havuzunda kirli su içindeki parçacıklar çökelmekte ve su tekrar makinalara beslenmektedir.

Performans ölçümlerinin yapıldığı ST tipi makineler (Çizelge 2), çalışma prensibi açısından yarmalara benzemektedirler. Aralarındaki belirgin fark, dikey kesimde bir veya daha fazla disk kullanılabilirken aynı zamanda istenilen plaka genişliğine göre ayarlanmış bir adet yatay disk de dikey testerelerle aynı anda kesim yapabilmektedir. ST'lerin iki veya dört kolonlu olarak imal edilen tipleri mevcut olup, kolonlar tabana sarsılmayacak şekilde özel beton ile sabitlenmektedir.

Çizelge 2. ST Tipi Makinaların Özellikleri.

Özellikler	Fabrika Adı		
	Ak Mermer	Aşkın Mermer	Emmioğlu Mermer
Marka	Pak-İş	BRA-VR-66	Aldemir
Makina boyutları (m)	2 * 7 * 4	5 * 7.8 * 4	2 * 8 * 3
Kesebileceği maksimum blok boyutu (m)	2.5 * 3 * 2	2.1 * 3 * 2	3 * 3 * 2
Düşey disk motor gücü (kW)	93.75	75	112.5
Yatay disk motor gücü (kW)	11.25	11.25	15
Aşağı - yukarı hareketi sağlayan motor gücü (kW)	2.25	3	3
İleri - geri hareketi sağlayan motor gücü (kW)	4.125	4.125	4.125
Blok arabası motor gücü (kW)	1.5	-	1.5
Mak. düşey disk çapı (mm)	1200	1200	1300
Mak. yatay disk çapı (mm)	450	450	500
Takılabilen düşey disk adedi	1	1	4

İki kolonlu ST makinasının tahrik ünitesi kolonlar tarafından taşınan bir köprü üzerinde hareket etmektedir. Köprü ise bu kolonlar yardımıyla aşağı-yukarı dişli sistemi yardımıyla hareket edebilmektedir. Tahrik ünitesinin köprü üzerindeki hareketi minimum sürtünme oluşturan rulmanlı tekerleklerden yararlanılarak hidrolik bir sistemle sağlanmaktadır. Tahrik ünitesini taşıyan köprü sağa-sola hareket etmediği için bu hareket blok arabası tarafından sağlanmaktadır. Disklerin kesme hızları ilk aşamada imalatlarını yapan firmaların kataloğundaki kapasite değerlerine göre ayarlanabilmektedir. Blok taşıma arabası üzerindeki fitil somunu makinanın kesme sınırlarına geldiğinde, hareketi sağlayan fitil ile irtibatlanmakta ve kesme süresince hareket, firenli fitil tahrik motoru ile verilmektedir. Dört kolonlu ST makinalarında disklerin tahrik ünitesi ve diskler üç boyutlu hareket kabiliyetine sahiptirler. Tahrik ünitesini taşıyan köprü kolonlar üzerinde

bir dişli sistemi yardımıyla aşağı-yukarı hareket etmekte olan kirişler tarafından taşınmaktadır. Aynı şekilde köprü kirişler üzerinde bir dişli sistem yardımıyla sağa-sola hareket edebilirken tahrik ünitesi de köprü üzerinde hidrolik bir sistem yardımıyla ileri-geri hareket edebilmektedir. Blok arabası kesme işlemi süresince sabit kalmakta ve kesilecek plaka boyutuna göre veya blok boyutuna göre tahrik ünitesinin ileri-geri hareketi operatör tarafından sağlanmaktadır

Bu makinalar sulu çalıştığı için kolon, kiriş, köprü vb. elemanlar paslanmaz çelikten imal edilmektedir. Kullanılan su miktarı testere çapına göre belirlenmektedir. 30-50 cm arasındaki çaplarda su ihtiyacı 10-20 lt/dak iken 120-160 cm arasında 50-70 lt/dak düzeyindedir (Polmak, 1993). Elmaslı dairesel testerelede, dairesel hız kesilecek malzemenin sertlik ve aşındırıcılığı ile testere çapına bağlı olarak değişmektedir. Bilindiği gibi, düşük çevresel hız aşınmayı hızlandırmakta, yüksek çevresel hız ise kesme gücünü azaltmaktadır.

3. FABRİKA VE LABORATUVAR ÇALIŞMA SONUÇLARI VE DEĞERLENDİRİLMESİ

3.1. Fabrika Çalışma Sonuçları

Üç ayrı mermer fabrikasında sürdürülen bu çalışmada, mermer birimlerinin ST makinalarında kesimi sırasında, üretim miktarı, enerji tüketimi, dönme hızı ve bekleme süresi gibi parametreler ölçülmüştür. Çalışmalarda üç farklı özellikteki (yumuşak, orta-sert ve sert) mermer birimleri seçilmiştir. Bu birimlere örnek olacak şekilde Sivas-Sıcak Çermik Traverteni (yumuşak), Sivas-Yıldızeli Kumru Tüyü (orta-sert) ve Amasya Beji (sert) kullanılmıştır.

Fabrikalardaki performans ölçümleri sırasında; enerji tüketimi, kronometraj süresince elektrik sayaçlarından kaydedilirken, bu süre içerisinde kesilen plakaların üretim miktarları da (m^2) ölçülmüştür. Ayrıca gerek boş çalışma anında, gerekse kesim süresince değişik zamanlarda ST makinalarının testere dönme hızları (rpm) devir okuma makinasıyla (Kare-May Ltd. Microprocessor Tachometer KM6002 Model) ölçülmüştür. Gerçekleştirilen performans ölçüm sonuçları toplu halde Çizelge 3'te verilmektedir.

Öte yandan, gerek operatör hataları ve beklemler, gerekse bloklardaki çatlakların üretim miktarını azalttığı gözlemlenmiştir. Faydasız plaka alımı Amasya bejinde %10, kumru tüyünde %8 ve travertende ise %3 olarak belirlenmiştir.

Çizelge 3. Kesme Performansı Ölçüm Sonuçları .

Fabrika Adı	ST Makinası	Mermer Cinsi	Kronometraj Süresi (sn)	Enerji Tüketimi (kWh)		Dönme Hızı (rpm)		Üretim (m ²)		Özgül Kesme Enerjisi (kWh/m ²)
				Toplam	Saatlik	Boşta	Kesimde	Toplam	Saatlik	
Ak Mermer	Pak-İş	A. Beji	7200	160.0	80.00	834	816	26	13	6.15
		A. Beji	2229	28.0	43.85	834	816	5.01	7.85	5.59
		Traverten	7000	132.0	67.88	834	820	36	18	3.60
Aşkın Mermer	BRA-VR 66	A. Beji	7200	96.0	48.00	1080	1030	22	11	4.36
		Traverten	5400	54.0	36.00	1080	1050	30	20	1.80
Emmioğlu Mermer	Aldemir	A. Beji	7000	111.0	57.08	1500	1418	23	11.5	4.80
		K.Tüyü	7200	105.6	52.80	1500	1440	26	13	4.06

3.2. Laboratuvar Çalışma Sonuçları

Fabrikalardan alınan mermer (Traverten, Amasya Beji, Kumru Tüyü) blokları C.Ü. Maden Mühendisliği Bölümü Kaya Mekaniği Laboratuvarına getirilmiştir. Numune hazırlama bölümünde ISRM (1981) standartlarına uygun olarak karot numuneler hazırlanmıştır. Bu numuneler üzerinde ISRM standartlarına uygun olarak kaya mekaniği laboratuvar deneyleri yapılmış, deney verileri Kayalab (Ceylanoğlu ve Ark., 1993) adlı bilgisayar programı ile değerlendirilmiş ve sonuçları Çizelge 4'de sunulmuştur.

3.3. Sonuçların Değerlendirilmesi

Fabrika ve laboratuvar çalışmaları tamamlandıktan sonra elde edilen verilerin değerlendirilmesine geçilmiştir. Öncelikle, çalışılan mermerler literatürdeki bazı malzeme özelliklerine göre sınıflandırılmıştır (Çizelge 5). Daha sonra, üç değişik mermer birimine ait performans ölçüm sonuçlarından (Çizelge 3) saatlik üretim miktarı ve özgül kesme enerjisi değerleri ve mermer malzeme özellikleri (Çizelge 4) arasında ilişkiler araştırılmıştır. Statgraph V.5 paket programı kullanılarak ilk aşamada yapılan basit regresyon analizi sonucunda oldukça anlamlı ilişkiler elde edilmiştir (Çizelge 6). Ayrıca birden fazla kaya özelliğine dayalı ilişkilerin pratik kullanımda daha güvenilir olacağı düşüncesinden hareketle, aynı program kullanılarak çoklu regresyon analizi yapılmıştır. Elde edilen bu ilişkilerden yüksek korelasyonla sonuçlananlar Çizelge 7'de verilmiştir. Regresyon analizi sonuçlarından da anlaşılabileceği gibi özgül kesme enerjisi ile yapılan

Çizelge 4. Kaya Mekanîği Laboratuvar Deney Sonuçları.

Mermer Cinsi	Yoğunluk (gr/cm^3)	Nem Oranı (%)	Suya Dayanım İndeksi (I_{12}) (%)	Darbe Dayanımı (kgf/cm^2)	Dolaylı Çekme Dayanımı (MPa)	Tek Eks. Basınç Dayanımı (MPa)	Kohezyon (MPa)	İşsel Sürtünme Açısı (Derece)	Elastisite Modülü (GPa)	Poisson Oranı	Schmidt Çekici Sertliği	Nokta Yüklü Dayanımı (I_{50}) (MPa)
Traverten	2.411 ± 0.002	0.12	99.32	9.15 ± 2.14	5.18 ± 0.78	37.80 ± 1.3	19.16	26.14	29.55	0.292	43.0 ± 5.37	5.72 ± 0.78
Amasya Bej	2.666 ± 0.001	0.05	99.58	3.70 ± 1.45	8.72 ± 2.28	77.85 ± 7.6	17.10	51.00	39.36	0.307	59.5 ± 3.24	8.29 ± 0.12
Kumru Tüyü	2.780 ± 0.001	0.03	99.49	7.14 ± 1.4	6.51 ± 0.82	64.24 ± 2.3	30.17	36.91	35.17	0.291	52.3 ± 3.02	5.99 ± 0.97

Çizelge 5. Mermer Birimlerinin Bazı Malzeme Sınıflamalarına Göre Tasvirleri.

Sınıflama	Renk	Suda Dağılma Dayanımı	Tek Eksenli Basınç Dayanımı	Schmidt Sertliği
Mermer Cinsi				
Traverten	Sarı renkli, Çankırı travertenine benzemektedir.	Çok yüksek	Orta-Düşük Dayanımlı	Sert
Amasya Beji	Açık krem, Burdur ve Bilecik bej mermerleri ile benzer özelliktedir.	Çok Yüksek	Orta Dayanımlı	Oldukça Sert
Kumru Tüyü	Gri zemin üzerinde siyahımsı, Afyon kaplan postu ve Balıkesir kumru tüyü ile benzer özelliktedir.	Çok Yüksek	Orta Dayanımlı	Oldukça Sert

Çizelge 6. Basit Regrasyon Analizi Sonuçları.

Kaya Özellikleri	Eşitlik $y_1 = \text{Saatlik üretim (m}^2/\text{hr)}$ $y_2 = \text{Özgül kesme enerjisi (kWh/m}^2)$	Korelasyon Katsayısı, r
Tek eksenli basınç dayanımı (MPa), σ	$y_1 = \exp(3.4739 - 0.01406 * \sigma)$ $y_2 = \exp(0.3686 + 0.01636 * \sigma)$	-0.99 0.99
Nokta yükü dayanımı (MPa), I	$y_1 = 4.8160 * I^{-1.16043}$ $y_2 = 0.79884 * I^{-1.3289}$	-0.82 0.89
Dolaylı çekme dayanımı (MPa), T	$y_1 = 4.6330 * T^{-1.05677}$ $y_2 = 0.69591 * T^{-0.7378}$	-0.96 0.98
Schmidt sertliği, H	$y_1 = 9.4973 * H^{-1.74509}$ $y_2 = -6.6758 * H^{2.30951}$	-0.99 0.99
Elastisite modülü (GPa), E	$y_1 = 9.6276 * E^{-1.97667}$ $y_2 = -6.8253 * E^{2.30951}$	-0.99 0.99

Çizelge 7. Çoklu Regrasyon Analizi Sonuçları.

Kaya Özellikleri	Katsayı (a_i)	Katsayı (b_i)
Schmidt sertliği, H	0.4035	0.0442
Nokta yükü dayanımı (MPa), I	-1.0799	0.2662
$y_1 = a_1 * H + a_2 * I \quad (r^2 = 0.748)$ $y_2 = b_1 * H + b_2 * I \quad (r^2 = 0.973)$		
Dolaylı çekme dayanımı (MPa), T	7.9256	0.2353
Tek eksenli basınç dayanımı (MPa), σ	-0.6757	0.0401
$y_1 = a_1 * T + a_2 * \sigma \quad (r^2 = 0.792)$ $y_2 = b_1 * T + b_2 * \sigma \quad (r^2 = 0.999)$		
Elastisite modülü (GPa), E	9.8933	-0.9750
Schmidt sertliği, H	-6.3753	0.7330
$y_1 = a_1 * E + a_2 * H \quad (r^2 = 0.989)$ $y_2 = b_1 * E + b_2 * H \quad (r^2 = 1)$		
$y_1 = \text{Saatlik üretim (m}^2/\text{hr)}$ $y_2 = \text{Özgül kesme enerjisi (kWh/m}^2)$		

ilişkilendirmeler daha yüksek korelasyonlu olmuştur. Bu durum, makina performansı ve mermer özellikleri arasındaki etkileşimin belirlenmesinde birim yüzey başına tüketilen enerjiyi ifade eden özgül kesme enerjisinin daha anlamlı olduğunu göstermektedir. Bu nedenle, kesme işleminin ekonomikliğini de yansıtan bu parametre ekipman seçiminde de önem taşıyacaktır.

4. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu araştırma sonucunda; özgül kesme enerjisinin, mermer birimlerinin malzeme özelliklerine bağlı olarak değiştiği ve malzeme sağlamlaştıkça arttığı belirlenmiştir. Ayrıca mermer özellikleri ile saatlik üretim ve özgül kesme enerjisi arasında anlamlı ilişkiler elde edilmiştir.

Özgül kesme enerjisi ekonomikliği de yansıtmaması nedeniyle ekipman seçiminde dikkate alınabilecek bir parametre niteliğinde gözükmemektedir. Bu nedenle, bu tür performans ölçümleri daha güvenilir bir izleme sistemi geliştirilerek değişik mermer birimleri üzerinde yaygınlaştırılmalıdır. Ayrıca fabrikalarda bulunan diğer makineler üzerinde de benzer çalışmalar yapılmalıdır.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, bu çalışmayı destekleyen Ak Mermer Ltd. Şti., Aşkın Mermer A.Ş. ve Emmioğlu Mermer Ltd. Şti. Yetkililerine teşekkür ederler.

KAYNAKLAR

- Ceylanoğlu, A., Görgülü, K., 1995; "Bazı Mermer Ocaklarının (Sivas-Burdur-İsparta-Muğla) İncelenmesi ve Kaya Malzeme/Kütle Özelliklerinin Sınıflandırılması", Kaya Mekaniği Bülteni, T.U.K.M.D. Yayın Organı, Ankara, 11, s. 41-56.
- Ceylanoğlu, A., Görgülü, K., Kahrıman, A., 1993; "Standart Kaya Mekaniği Laboratuvar Deneyleri Verilerinin Değerlendirilmesi İçin Bir Bilgisayar Programı", Uluslararası Bilgisayar Uygulamaları Sempozyumu, Konya, s. 249-259.
- ISRM, 1981; "Rock Characterization Testing and Monitoring, ISRM Suggested Methods", International Society for Rock Mechanics, 211 p.
- Polmak, 1993; "Ürün Tanıtım Kataloğu", Ankara.
- Statgraphics, 1986; "User's Guide", STSC, Inc.
- Ünver, B., 1992; "Kayaların Testerelemleri Kesilebilirliğinin Pratik Olarak Belirlenebilmesi İçin İstatistiksel Bir Yaklaşım", Madencilik, TMMOB Maden M.O. Yayın Organı, Ankara, Vol. 31, No: 3, s. 17-25.

**KALEM UÇLU KESKİLER İÇİN EVANS TEORİSİ ÜZERİNE ELEŞTİREL
BİR YAKLAŞIM**

A Critical Approach on Evans' Theory for Point-Attack Picks

R.Mete GÖKTAN, Osmangazi Üniversitesi, Maden Mühendisliği
Bölümü, 26030 Eskişehir.

ÖZET: Bu yazıda, Evans'ın kalem-uçlu keski için geliştirmiş olduğu kayaç kesme teorisi eleştirel bir yaklaşımla tekrar ele alınmıştır. Getirilen görüşler doğrultusunda, teorinin ana çerçevesi korunarak, mevcut kesme kuvvetini veren ifade üzerinde bazı değişiklikler yapılmıştır. Önerilen bu bağıntıdan hesaplanan kesme kuvveti değerleri Evans teorisinden hesaplanan değerler ile karşılaştırılmıştır.

Anahtar kelimeler: kalem-uçlu keski, kayaç kesme teorisi.

ABSTRACT: In this paper, a critical evaluation of the Evans' theory of the cutting force for point-attack picks is made. By maintaining the main framework of the theory, the existing expression was modified. Cutting force values calculated from the modified expression were compared with those calculated from the original theory.

Key words: point-attack picks, rock cutting theory.

1.GİRİŞ

Kalem-uçlu keskilere, özellikle orta ve yüksek mekanik dayanımlı kayaçlarda çalışan galeri açma makinalarında kullanılan kesici elemanlardır. Bu tür keskilere kazı anında gelen kesme kuvvetinin kestirilmesine yönelik olarak geliştirilen Evans teorisi (Evans, 1984a; Evans, 1984b) bu alanda en yaygın olarak bilinen teori konumundadır.

Bilindiği gibi, anılan teoriye göre, kalem-uçlu bir keskiye gelen kesme kuvveti, PC

$$PC=16\pi t^2 d^2 / \cos^2 \theta \cdot u \quad (1.1)$$

bağıntısından hesaplanmaktadır.

Burada;

- PC : kesme kuvveti
- t : kayacın çekme dayanımı
- d : kesme derinliği
- θ : yarı-keski açısı
- u : kayacın tek eksenli basınç dayanımı

dır.

Bununla birlikte, teorinin bazı zayıf yönleri de bulunmaktadır. Örneğin, Evans tarafından da işaret edildiği gibi, keski açısı sıfır olduğunda kesme kuvveti sıfır olmamaktadır. Bu durum Evans tarafından önemli bir sakınca olarak nitelendirilmemiştir (Evans, 1984a). Bu çalışmada ise, bağıntı (1.1) in türetilmesine yönelik olarak atılan adımlar tekrar gözden geçirilmiş ve teorinin tartışılabilir olduğu düşünülen bölümü üzerindeki bazı görüşlere yer verilmiştir.

2.EVANS TEORİSİ ÜZERİNE DÜŞÜNCELER

Evans'ın kalem-uçlu keskilere için önermiş olduğu teori çeşitli dergi ve sempozyumlarda (Evans, 1984a; Evans, 1984b; Hurt and Evans, 1980) ayrıntılı olarak tanıtılmış olduğundan, bu çalışmada teorinin sadece üzerinde tartışılan bölümü üzerinde durulacaktır.

Bilindiği gibi, söz konusu teori iki ana bölümden oluşmaktadır (Evans, 1984a). Birinci bölümde, keskinin konik yapısı dikkate alınmadan, dairesel bir açıklık içerisinde oluşturulan basınç yardımıyla kayacın kırılma şartları incelenmektedir. Buna göre, dairesel açıklık içerisinden uygulanan basıncın etkisi altında kayaçta basınç ve çekme gerilmeleri oluşmakta, kayacın çekme dayanımı aşıldığında ise açıklık etrafından serbest yüzeye doğru kırılma çatlakları gelişmektedir. Evans, dairesel açıklık etrafında oluşan basınç gerilmeleri için

$$q=2t (d/a) \quad (2.1)$$

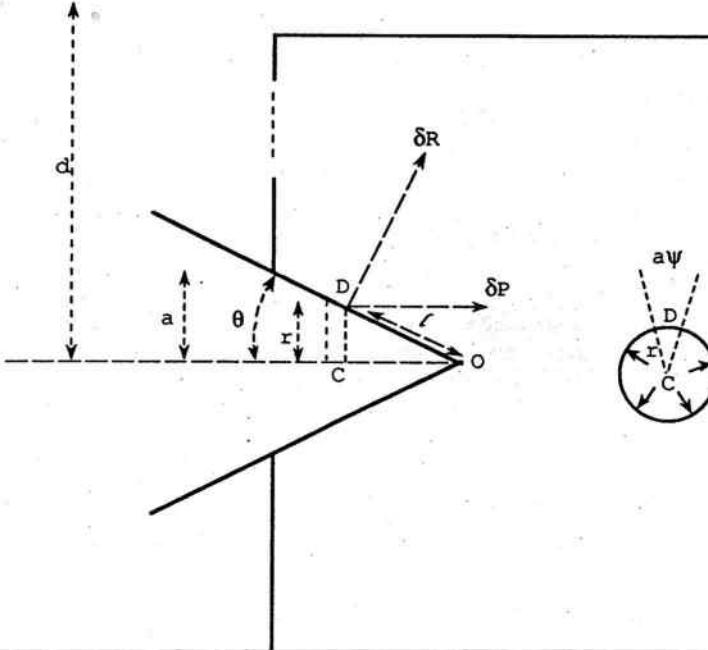
bağıntısını türetmiştir.

Burada;

- q : basınç gerilmesi
- t : kayacın çekme dayanımı
- d : kesme derinliği
- a : dairesel açıklığın yarıçapı

dır. (d/a) oranı ise; kırılma anında kayacın oluşmuş şekil değiştirmelerinin fonksiyonu olan, boyutsuz bir parametre olarak tanımlanmıştır.

Teorinin ikinci bölümünde ise, keskinin konikliği de dikkate alınarak, bağıntı (2.1) yardımıyla, kırılma anında keski yüzeyine etki eden dikey/yatay kuvvetlerin hesaplanmasına yönelik bir bağıntı elde edilmiştir. Bu amaçla, keski üzerinde ince bir koni dilimi CD ele alınmıştır (Şekil 1). Bu dilim üzerindeki elementer bir alanın (δA) değeri $r\delta\psi\delta l$ dir. Burada; $r=CD$, $\delta\psi=C$ noktasından ayrılan sonsuz küçük bir açı ve δl ise $l=OD$ uzunluğunun sonsuz küçük bir artmasıdır. Ayrıca, θ =koninin yarı-açısı olup, D noktasının gerilme hattı boyunca derinliği $(d/\cos\theta)$ olarak verilmiştir.



Şekil 1. Konik bir yüzey üzerine etki eden kuvvetler (Evans, 1984a).

Buna göre, keski üzerine etki eden elementer kuvvet, δR

$$\delta R = q\delta A$$

$$\delta R = 2t(d/\cos\theta)(l/r)r\delta\psi\delta l \quad (2.2)$$

ve $r=l\sin\theta$ olduğundan, δR nin yatay bileşeni δP

$$\delta P = \delta R \sin\theta$$

$$\delta P = 2t(d/\cos\theta)\delta\psi\delta r \quad (2.3)$$

olarak hesaplanmıştır (Evans, 1984a).

Hemen farkedileceği gibi, (2.2) bağıntısında "birimsel" bir uyumsuzluk bulunmaktadır. Zira, $(r\delta\psi\delta l)$ bir alanı temsil etmekte olup $2t(d/\cos\theta)(1/r)$ ile çarpımı δR için geçersiz bir kuvvet birimi (örneğin; kgf.cm) verir. Teoriyi bütünüyle geçersiz kılan bu durumun makaledeki bir dizgi hatasından kaynaklanmış olabileceği düşünülerek, δR için

$$\delta R = 2t(d/\cos\theta)(1/r)r\delta\psi\delta l \quad (2.4)$$

bağıntısının geçerli olduğu kabul edilecektir. Zira, aşağıda da gösterildiği gibi, ancak bu koşulda bağıntı (2.3) ü elde etmek mümkün olur. $r=\sin\theta$ eşitliği dikkate alınır; fonksiyon tanımı gereği, $\delta r=\delta l\sin\theta$ eşitliği de yazılabilir. Bu taktirde

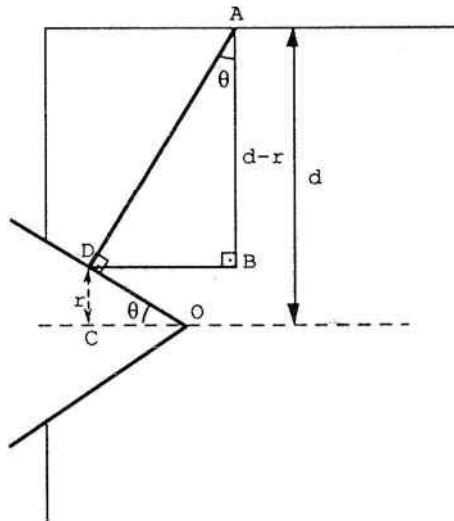
$$\begin{aligned} \delta P &= \delta R \cdot \sin\theta \\ \delta P &= 2t(d/\cos\theta)(1/r)(r\delta\psi\delta r/\sin\theta)\sin\theta \quad \text{ve} \\ \delta P &= 2t(d/\cos\theta)\delta\psi\delta r \end{aligned}$$

elde edilir.

Teorinin bu bölümünde üzerinde tartışılması gereken önemli bir husus ise, δR kuvvetinin konik yüzeye dik olarak etki ettiği D noktasının derinliğidir. Daha önce de değinildiği gibi, bu derinlik Evans tarafından $(d/\cos\theta)$ olarak verilmiştir. Halbuki, Şekil 1'de verilen geometri daha ayrıntılı olarak incelenirse (Şekil 2), söz konusu derinliğin $(d-r/\cos\theta)$ ile ifade edilmesinin daha uygun olacağı rahatlıkla görülebilir. Zira, Şekil 2'de

$$\begin{aligned} \overline{AB} &= d - r \quad \text{ve} \quad \widehat{DAB} = \theta \quad \text{olduğundan} \\ \overline{AD} &= (d - r) / \cos\theta \end{aligned}$$

elde edilir. Diğer bir anlatımla, kesilen kayaç bloğunun üst yüzeyi ile keski yüzeyi birbirine paralel olmadıkları için, D noktası keski yüzeyinde yer değiştirdikçe derinliği de $(d - r/\cos\theta)$ nın fonksiyonu olarak değişecektir.



Şekil 2. D noktasının konumu için geometrik ilişkiler.

Bu aşamada, D noktasının derinliği için $(d / \cos \theta)$ yerine $(d - r / \cos \theta)$ ifadesi kullanılarak, bağıntı (2.3) yeniden düzenlenirse:

$$\delta P = 2t (d - r / \cos \theta) \delta \psi \delta r \quad (2.5)$$

elde edilir. Bu durumda, koninin üst-yarısına etki eden toplam yatay kuvvet, P

$$P = \int \delta P = 2t / \cos \theta \int_0^a \int_0^{\pi} \delta \psi \delta r$$

$$P = (2\pi t / \cos \theta) (da - a^2 / 2) \quad (2.6)$$

olarak elde edilir.

Koninin alt-yarısına da eşit değerde kuvvetin etki edeceği dikkate alınarak, koninin tüm yanal yüzeyine etki eden toplam yatay kesme kuvveti, PC

$$PC = (4\pi t / \cos \theta) (da - a^2 / 2) \quad (2.7)$$

olarak hesaplanır.

Bağıntı (2.7) nin pratikte kullanılabilmesi için, kırılma anında koninin yarıçapına (a) karşılık olan değerlerin bilinmesi gerekir. Evans, kırılma anında keskinin ön yüzeyinden kayaca uygulanan PC kuvvetini yaklaşık olarak

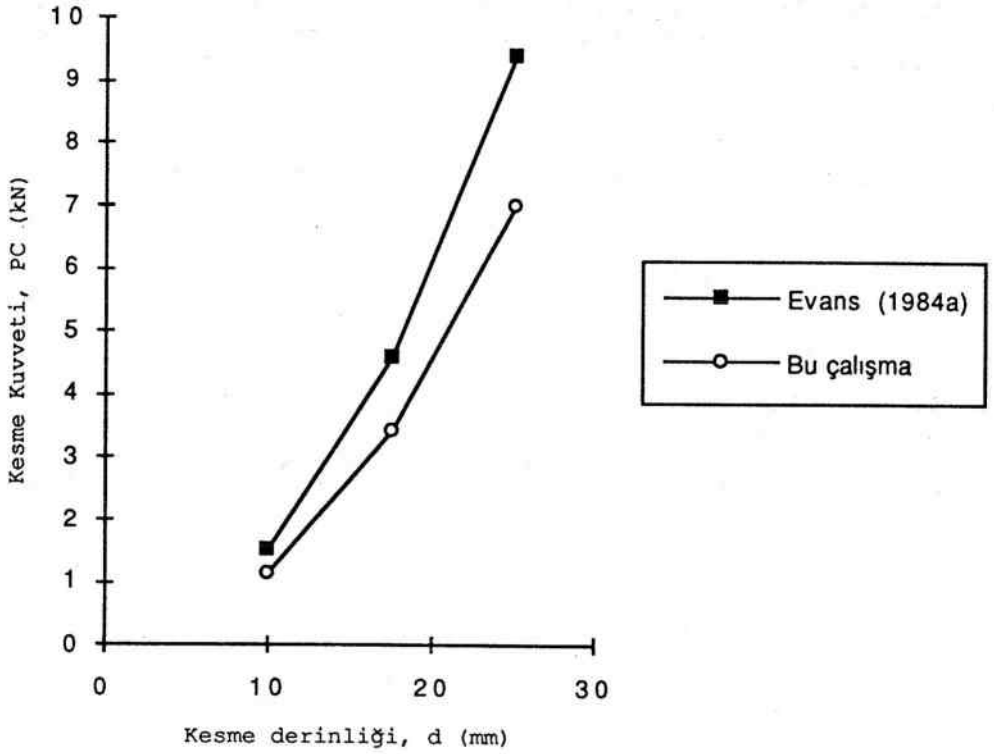
$$PC = \pi a^2 u \quad (2.8)$$

bağıntısı ile vermiştir (Evans, 1984a). Burada, u = kayacın tek eksenli basınç dayanımıdır. Bağıntı (2.8) den a çekilerek bağıntı (2.7) ye taşınırsa, gerekli kısaltma ve düzenlemelerden sonra

$$PC = 16\pi t^2 d^2 u / (2t + u \cos \theta)^2 \quad (2.9)$$

elde edilir.

Bağıntı (1.1) ile bağıntı (2.9) arasındaki farklılıkların sayısal olarak belirlenebilmesi amacıyla, Evans tarafından verilen keski geometrisi ve kayacın özellikleri ile ilgili büyüklükler (Evans, 1984a) veri olarak kullanılmıştır: Kayacın çekme dayanımı, $t = 2.9$ MPa; kayacın tek eksenli basınç dayanımı, $u = 45$ MPa; yarı-keski açısı, $\theta = 38^\circ$. Söz konusu karşılaştırma Şekil 3'te 10 mm, 17.5 mm ve 25 mm lik kesme derinlikleri için yapılmıştır. Görüleceği üzere, kesme kuvveti-kesme derinliği ilintileri her iki bağıntı için eğilim olarak benzerlik göstermekle birlikte, bağıntı (1.1) den hesaplanan kesme kuvveti değerleri bağıntı (2.9) dan hesaplananlara göre yaklaşık %35 daha yüksektir.



Şekil 3. Kesme kuvvetlerinin karşılaştırılması.

3.SONUÇLAR ve ÖNERİLER

Bu çalışmada, kalem-uçlu keskilerde kesme kuvvetinin kestirimi amacıyla Evans tarafından ortaya atılan kesme teorisi tekrar ele alınarak, eksik kaldığı düşünülen bir bölümü üzerinde bazı görüşler öne sürülmüştür. Fiziksel olarak daha anlamlı olacağı kabul edilerek, keskinin konikliği dikkate alındığında kayada oluşan basınç gerilmelerinin daha farklı bir şekilde hesaplanabileceği gösterilmiştir. Bu görüş doğrultusunda, teorinin ana çerçevesi korunarak, kesme kuvveti için mevcut bağıntıda bazı değişiklikler önerilmiştir.

Yapılan sayısal bir karşılaştırmada, Evans tarafından önerilen ilk bağıntısının bu çalışmada önerilen bağıntıya göre yaklaşık %35 daha yüksek kesme kuvveti değerleri verdiği görülmüştür. Bilindiği gibi, her iki bağıntıdan hesaplanan kesme kuvveti değerleri "simetrik" kesme şartları için geçerlidir. Uygulamada ise "asimetrik" kesme şartlarında çalışılmaktadır. Bu nedenle, önerilen yeni bağıntısının uygulama ile ne derece uyumlu olduğunun belirlenebilmesi için, laboratuvarında yapılan kayaç kesme deneyi verileri ile kontrol edilmesi gerekir. Literatürde, kalem-uçlu keskilerle yapılmış istatistiksel anlamda yeterli sayıda deney verileri bulunmayışı nedeniyle, bu çalışmada bu tür bir karşılaştırmaya yer

verilememiştir. Farklı litolojideki kayalardan yeterli sayıda kesme verileri elde edildiğinde, konunun tekrar ele alınarak irdelenmesi uygun olacaktır.

KAYNAKLAR

- Evans, I., 1984a. A Theory of the Cutting Force for Point-Attack Picks, Int.J. of Min. and Geol. Eng., 2, 63-71.
- Evans, I., 1984b. Basic Mechanics of the Point-Attack Pick, Colliery Guardian, May, 189-193.
- Hurt, K. G., and Evans, I., 1980. A Laboratory Study of Rock Cutting Using Point-Attack Tools, Proc. of the 21st US Symp. on Rock Mech., University of Missouri-Rolla, 112-121.

VİSKO - PLASTİK KAYMA YÜZEYİ İÇEREN BİR KAYA ŞEVİNİN DURAYLILIĞI

Stability of a rock slope with a
visco-plastic sliding surface

Ömer Aydan ve Hasan Üçpırtı ¹

Tokai Üniversitesi, Deniz İnşaat Mühendisliği Bölümü
Shimizu, 424 Japonya

Halil Kumsar

Pamukkale Üniversitesi, Jeoloji Mühendisliği Bölümü
Kınıklı Kampüsü-Denizli

Özet

Bu çalışmanın ilk kısmında, visko-plastik kayma yüzeyi içeren bir kaya şevinin duraylılığı üzerine yeni bir kuram önerilmiştir. İkinci kısımda, önerilen kuram kullanılarak, doğada mümkün olan değişik durumlar gözönüne alınarak şevin yerdeğiştirme, hız ve ivme davranışları sayısal olarak incelenmiş ve gerçek durumlarla olan ilişkisi tartışılmıştır.

Anahtar kelimeler: Şev, visko-plastik, duraylılık, yerdeğiştirme, hız, ivme

Abstract

In the first part of this study, a new theoretical model for the stability of a rock slope with a visco-plastic sliding surface is described. In the second part, for different cases occurring in nature, deformation, velocity and acceleration responses of slope are investigated through a series of parametric studies by using the proposed method and its relation to actual cases are discussed.

Key words: Slope, visco-plastic, stability, displacement, velocity, acceleration

¹Daimi Adres: Sakarya Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Esentepe Kampüsü, Sakarya

1. Giriş

Şevler, inşaat mühendisliği alanında yol yarmaları ve baraj yapımı ve maden mühendisliği alanında ise açık işletmelerde beliren yer üstü mühendislik yapılarından biridir. Şevler kayaların içerdiği süreksizliklere bağlı olarak değişik yenilmeler gösterir (Aydan vd., 1992). Bu yenilmelerin ya şev kazımı esnasında ya da belirli bir süre sonra meydana geldiği sıkça gözlenmektedir. İlk durumda kayanın kısa- dönem özellikleri, diğer durumda ise uzun-dönem mekanik özellikleri rol oynamaktadır. Ayrıca yenilme tipine bağlı olarak şevlerin deformasyonla ilgili davranışları da değişmektedir.

Şevlerin duraylılık analizlerinde şevlerin deformasyon davranışları pek göz önüne alınmamaktadır (Hoek ve Bray, 1977; Aydan vd., 1989). Bunun yanı sıra, bu tür analizlerde şevlerin yenilmesinin Mohr-Coulomb tipi yenilme kriterine uygun olduğu varsayılmaktadır. Bununla birlikte, deneysel çalışmalar kayaların mekanik davranışının zamana bağlı özelliklere sahip olduğunu kanıtlamaktadır (Aydan vd., 1995(a),(b)).

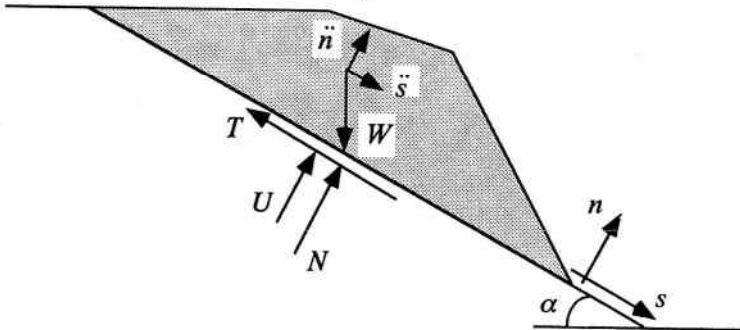
Bu çalışmada, düzlemsel kayma modeline uygun olarak yenilen bir şev için, mekanik davranışı visko-plastik olan bir düzlemin varlığı gözönüne alınarak, şevin ivme, hız ve yer değiştirme davranışlarının elde edilmesi için yeni bir kuram sunulmuştur. Doğada karşılaşılabilecek olgulara mekanik bir açıklama getirebilmek amacıyla, bu kuramın değişik uygulamaları verilmiş ve tartışılmıştır.

2. Kuramsal model

Eğik düzlem üzerindeki bir şevin veya bloğun dinamik denge denklemleri Şekil 1'de gösterildiği gibi aşağıdaki eşitliklerle verilebilir:

$$\sum F_s = W \sin \alpha - T - \frac{W}{g} \frac{d^2 s}{dt^2} = 0 \quad (1)$$

$$\sum F_n = W \cos \alpha - N - U - \frac{W}{g} \frac{d^2 n}{dt^2} = 0 \quad (2)$$

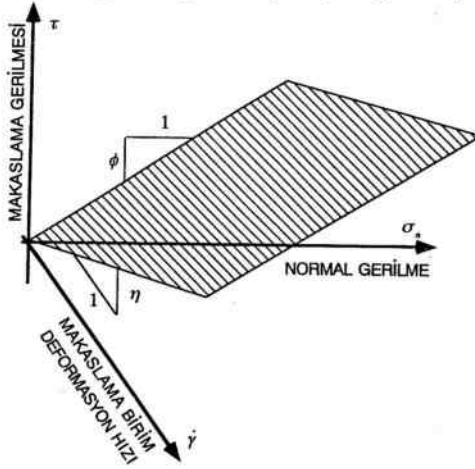


Şekil 1. Şevin mekanik modeli

burada,

- W : kayan bloğun ağırlığı
- U : suyun kaldırma kuvveti
- T : bloğun tabanına etkiyen kayma direnci
- N : normal kuvvet
- s : s eksen
- n : n eksen
- t : zaman
- g : yer çekimi ivmesi
- α : düzlemin eğimi

Bu modelde eğik düzlem ile bloğun tabanı arasındaki kayma direncinin visko-plastik bir yenilme kriterine bağlı olduğu varsayılmıştır (Şekil 2).



Şekil 2. Visko-plastik yenilme fonksiyonunu

Bu durumda kayma direnci aşağıdaki eşitlikle ifade edilir (EK-A'a bakınız):

$$T = \tan \phi N + \eta \frac{W}{g} \frac{ds}{dt} \quad (3)$$

burada, η viskozite katsayısı ve ϕ sürtünme açısıdır. Eğer, n yönündeki ivme ihmal edilir ve suyun kaldırma kuvveti (U) ile kütlenin ağırlığı (W) arasında

$$\beta = \frac{U}{W} \quad (4)$$

ilişkisi geçerli olarak alınarak 3 ile 4 nolu ilişkiler 1 nolu denklemde yerine konursa, aşağıda verilen homojen olmayan diferansiyel denklem elde edilir:

$$\frac{d^2 s}{dt^2} + \eta \frac{ds}{dt} - A = 0 \quad (5)$$

burada $A = g[\sin \alpha - (\cos \alpha - \beta) \tan \phi]$ 'dir. Bu diferansiyel denklemin genel çözümü 6 nolu eşitlikte verilmiştir.

$$s = C_1 + C_2 e^{-\eta t} + \frac{A}{\eta} \left(t - \frac{1}{\eta} \right) \quad (6)$$

Başlangıç koşulları aşağıdaki şekilde tanımlanırsa:

$$t = t_o \text{ de } s = s_o, \quad t = t_o \text{ de } v = v_o$$

integral sabitleri aşağıdaki gibi elde edilir:

$$C_1 = s_o - \frac{1}{\eta} (A t_o - v_o), \quad C_2 = -\frac{1}{\eta} \left(v_o - \frac{A}{\eta} \right) e^{\eta t_o} \quad (7)$$

Dolayısıyla, bloğun veya şevin yer değiştirmesi (s), hızı (v) ve ivmesi (a) aşağıdaki şekilde elde edilir:

Yer değiştirme:

$$s = s_o + \frac{A}{\eta} (t - t_o) + \frac{1}{\eta} \left(v_o - \frac{A}{\eta} \right) (1 - e^{-\eta(t-t_o)}) \quad (8)$$

Hız:

$$v = \left(v_o - \frac{A}{\eta} \right) e^{-\eta(t-t_o)} + \frac{A}{\eta} \quad (9)$$

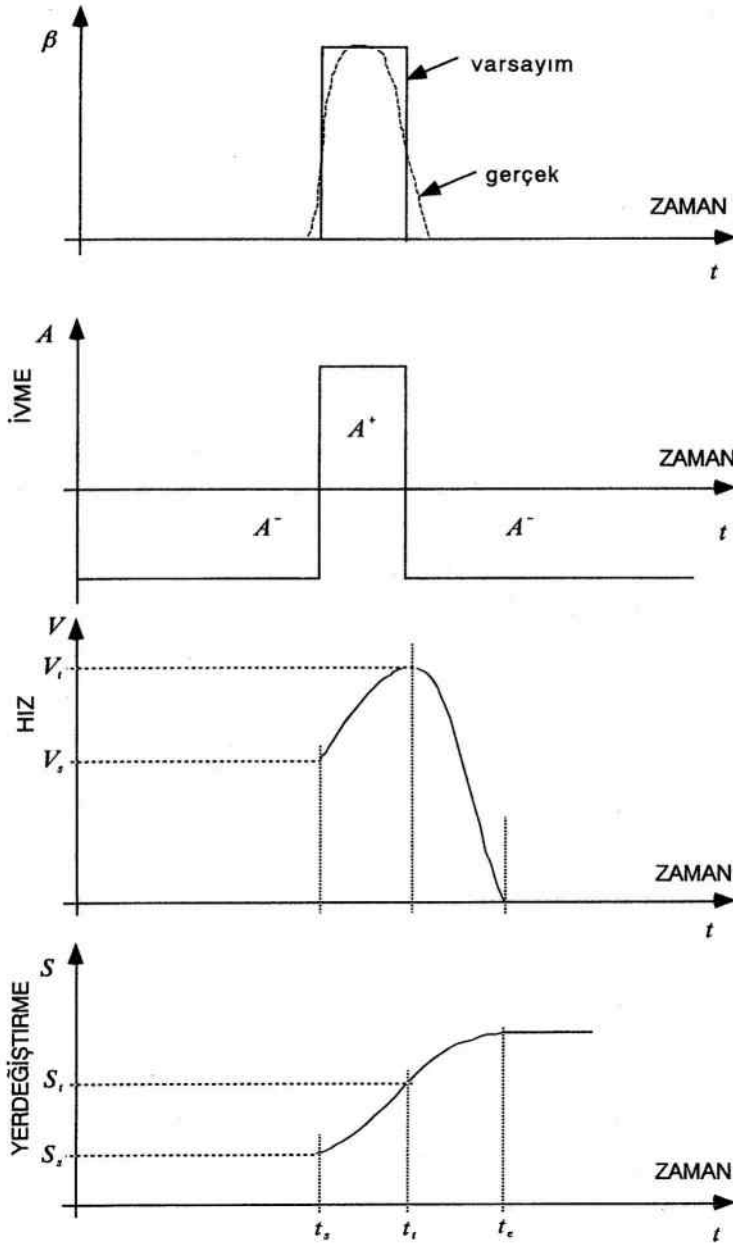
İvme:

$$a = (A - \eta v_o) e^{-\eta(t-t_o)} \quad (10)$$

3. Yağış rejiminin şevin duraylılığına olan etkisi

Bilindiği gibi bir şevin duraylılığını etkileyen en önemli faktörlerden biride ortamdaki suyun kaldırma kuvvetinin büyüklüğüdür. Özellikle bu faktör, doğada mevsimsel olarak değişim göstermesi nedeniyle, şevlerin duraylılık analizlerinde dikkat edilmesi gereken önemli bir olgudur. Burada, bölüm 2'de önerilen kuramın ana ilkesi kullanılarak $\alpha < \phi$ koşulunda şevin yağış süresince ve yağış sonrası yer değiştirme, hız ve ivme davranışları verilecektir. Bu duruma ilişkin olarak önerilen model Şekil 3'de verilmiştir.

Bu modelde su basıncı, problemi basitleştirmek amacıyla, basamak olarak yükseltilmekte ve $t_s - t_t$ zaman aralığında A katsayısının pozitif bir değere ulaştığı varsayılmaktadır. Zaman t_t 'den sonra yağışın biter bitmez suyun kaldırma kuvvetinin tamamen kalktığı düşünülmektedir. Daha karmaşık durumları benzer şekilde gözönüne almak mümkün olmakla birlikte integrasyon işlemi sayısal integrasyon gerektirebilir.



Şekil 3. Şevin yağış süresi ve yağış sonrası ivme, hız ve yer değişirme davranış modeli

- a-) Yağış süresince davranış: Birinci bölümde verilen 6 nolu denklemin integral sabitleri C_1 ve C_2 aşağıda verilen başlangıç koşulları için:

$$t = t_s \text{ de } s = s_s, \quad t = t_e \text{ da } v = 0$$

çözülürse, şevin yer değişirme, hız ve ivmesi aşağıdaki şekilde elde edilir:

Yer değiştirme:

$$s = s_s - \frac{A^+}{\eta}(t_s - t) - \frac{A^+}{\eta^2}(1 - e^{-\eta(t-t_s)}) \quad (11)$$

Hız:

$$v = \frac{A^+}{\eta}[1 - e^{-\eta(t-t_s)}] \quad (12)$$

İvme:

$$a = A^+ e^{-\eta(t-t_s)} \quad (13)$$

Burada $A^+ = g[\sin \alpha - (\cos \alpha - \beta) \tan \phi]$ ve $A^+ > 0$ 'dır.

b-) Yağış sonrası davranış için : Benzer şekilde aşağıda verilen başlangıç koşulları için:

$$t = t_t \text{ da } s = s_t, \quad t = t_t \text{ da } v = v_t$$

kullanılarak şevin yer değiştirme, hız ve ivmesi aşağıdaki şekilde elde edilir:

Yer değiştirme:

$$s = s_t - \frac{1}{\eta} \left(\frac{A^-}{\eta} - v_t \right) [1 - e^{-\eta(t-t_t)}] - \frac{A^-}{\eta}(t_t - t) \quad (14)$$

Hız:

$$v = \frac{A^-}{\eta}[1 - e^{-\eta(t-t_t)}] + v_t e^{-\eta(t-t_t)} \quad (15)$$

İvme:

$$a = (A^- - v_t \eta) e^{-\eta(t-t_t)} \quad (16)$$

Burada $A^- = g(\sin \alpha - \cos \alpha \tan \phi)$ ve $A^- < 0$ 'dır. Yağışın dolayısıyla suyun kaldırma kuvvetinin etkisi kalktığında A katsayısı negatif değer alacak ve bu şevin hareketini durdurmaya çalışan bir kuvvet olarak etkiyecektir. Dolayısıyla şevin hareketi belirli bir süre sonra duracaktır. Bu anda şevin hızının aşağıdaki koşulu sağlaması gerekmektedir.

$$t = t_e \text{ de } v_e = 0$$

Bu koşul 15 nolu denklemde yerine konursa, şevin hareketinin son bulduğu zaman t_e için aşağıdaki eşitlik elde edilir:

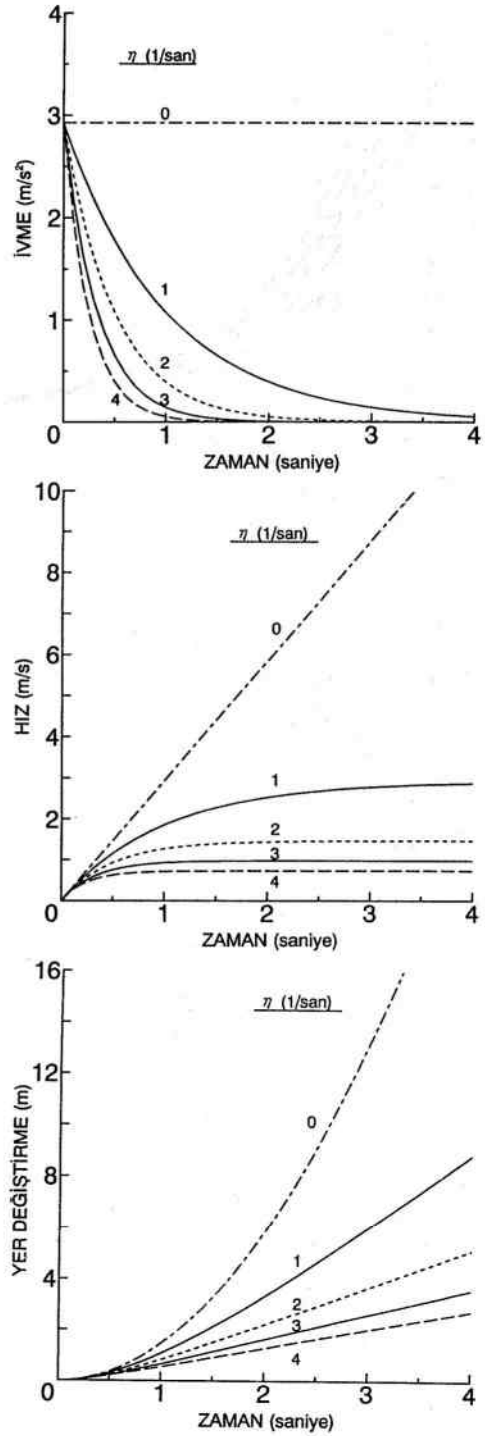
$$t_e = t_t + \frac{1}{\eta} \ln \left(\frac{v_t - \frac{A^-}{\eta}}{-\frac{A^-}{\eta}} \right) \quad (17)$$

4. Uygulamalar ve tartışmalar

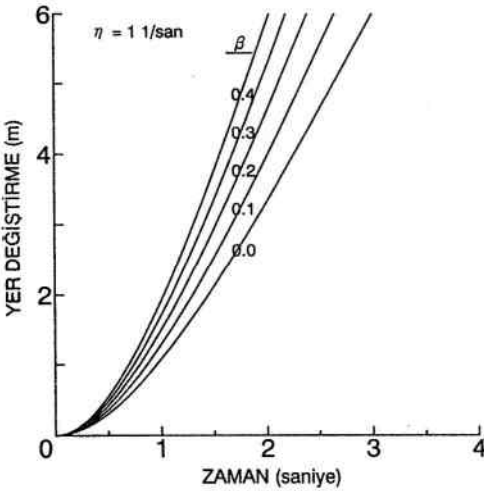
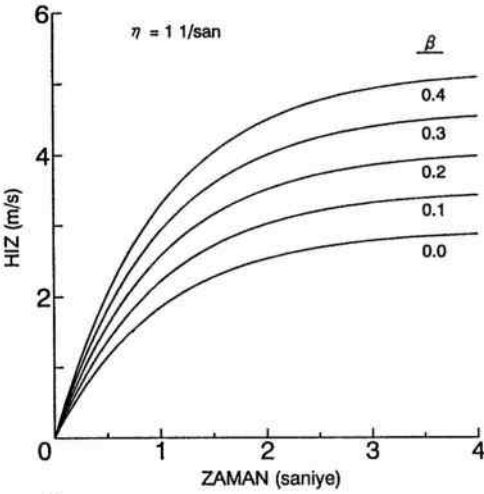
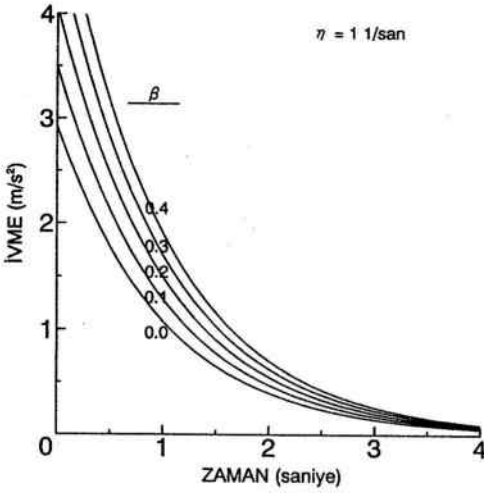
Bu bölümde değişik durumları incelemek üzere bir dizi uygulama yapılmış ve bazı uygulamalarla doğada gözlenen gerçek şevlerin davranışının anlaşılmasına ışık tutulabileceği düşünülmüştür. İlk örnekte viskozite katsayısının kayan şevin davranışına olan etkisi incelenmiştir. Viskozite katsayısının değeri 0 ile 4 arasında değiştirilmiş ve bu değerler için kuru bir şevin ivme, hız ve yer değiştirmesi hesaplanmış ve sonuçlar Şekil 4'de gösterilmiştir. Hesaplamalarda kayma düzleminin eğimi 45 derece ve sürtünme açısının değeri 30 derece olarak varsayılmıştır. Şekillerden de görüleceği gibi viskozite katsayısının artması ile şevin kayma hızı zamanla azalmakta ve belirli bir süre sonra sabitleşmektedir. Başka bir deyişle şevin kayması için geçen süre uzamaktadır.

İkinci örnekte ise suyun kaldırma kuvvetinin etkisi incelenmiştir. İlk örnekteki varsayımların yanısıra burada β 'nin değeri 0.0 ile 0.4 arasında değiştirilmiş ve viskozite katsayısının değeri 1/saniye olarak alınarak hesaplamalar yapılmıştır. Hesaplanan ivme, hız ve yer değiştirme Şekil 5'de gösterilmiş ve şevin ivme, hız ve yer değiştirmesinin β arttıkça arttığı belirlenmiştir. Bu durum suyun etkisinin önemli olduğunu göstermektedir. Dolayısıyla, yağışlı mevsimlerde bu tür şevlerin yer değiştirmesinin büyük olabileceğini göstermektedir. Şev kaymalarının yağışlı mevsimlerde istatistiksel olarak fazla olduğu gerçeği gözönüne alındığında, bu olgunun mekanik olarak açıklanmasına burada önerilen kavram bir yaklaşım getirmektedir.

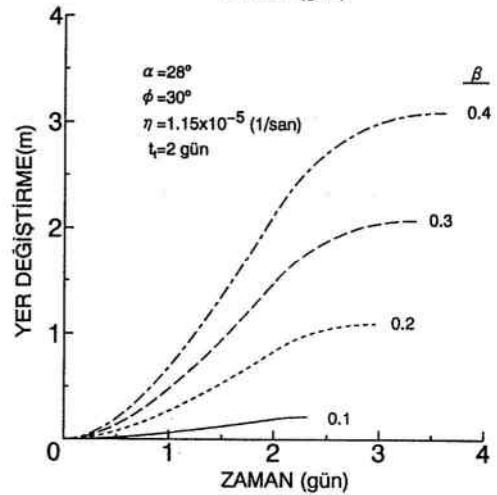
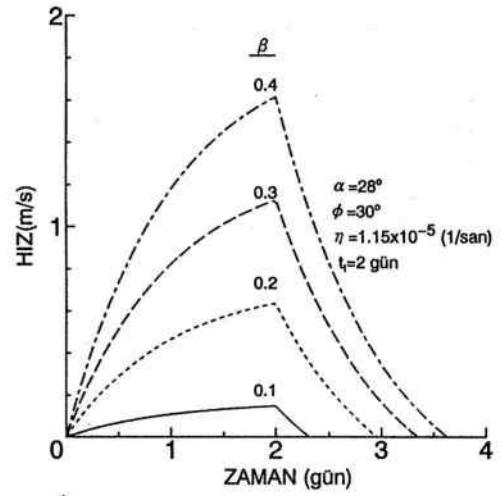
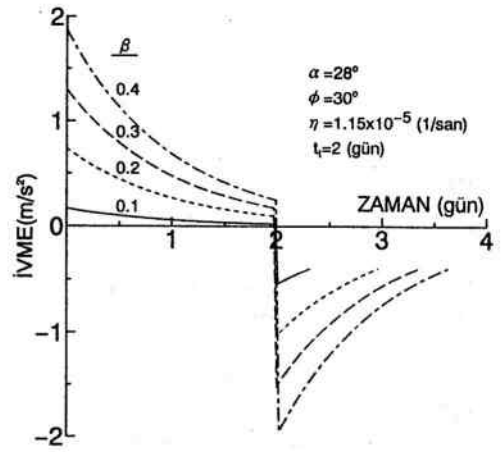
Üçüncü örnek bölüm 3'de verilen kuramın bir uygulaması şeklindedir. Hesaplamalarda viskozite katsayısı 1.0 (1/gün), kayma düzleminin eğimi 28 derece, sürtünme açısı 30 derece olarak alınmıştır.



Şekil 4. Şevin hesaplanmış ivme, hız ve yer değiştirme davranışları (kuru ortam için)



Şekil 5. Şevin hesaplanmış ivme, hız ve yer değiştirme davranışları (sulu ortam için)



Şekil 6. Şekil 3'de verilen modele göre şevin hesaplanmış ivme, hız ve yer değiştirme davranışları

Yağıştan dolayı β 'nın değeri basamak şeklinde belirli bir zaman birimine (örneğin gün) ulaştığı ve bunun 2 gün kadar devam ettiği, daha sonra değerinin 0'a düştüğü varsayılarak hesaplamalar yapılmış ve sonuçlar Şekil 6'da verilmiştir. Şekil 3'de önerilen modele uygun bir şekilde ivme, hız ve yer değiştirme davranışları Şekil 6'da görülmektedir. Yağışın etkisi ile şevin hareketi oluşmakta ve etkisi bittikten belirli bir süre sonra şev tekrar duraylı hale gelmektedir. Bu olgunun her yağış durumunda tekrarlanacağı düşünülürse şevin davranışı akma (creep) olarak tanımlanan bir olgu şeklinde bir davranış olarak yorumlanacaktır.

5. Sonuçlar

Önerilen kuramsal model kullanılarak bir dizi parametrik çalışma yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

- 1- Viskozite katsayısının artması ile şevin kayma hızı zamanla azalmakta ve belirli bir süre sonra sabitleşmektedir. Diğer bir deyişle şevin kayması için geçen süre uzamaktadır.
- 2- Suyun kaldırma kuvveti şevin duraylılığına olumsuz yönde etkimekte olup β değeri arttıkça şevin kayma hızı zamanla artmaktadır.
- 3- Şevin yağış süresince ve sonrasındaki yer değiştirme, hız ve ivme davranışları önerilen kuramsal modelle uyumlu olup, doğadaki mevsimsel değişimlerin bir şevin duraylılığını nasıl etkilediğinin mekanik olarak anlaşılması açısından hayli önem taşımaktadır.

Dolayısıyla, şevlerin duraylılığı değerlendirilirken yukarıda elde edilen sonuçların gözönüne alınarak şevlerin uzun-dönem duraylılığının tahmin edilmesi önerilir.

Kaynaklar

- Aydan, Ö., Y. Shimizu ve Y. Ichikawa, 1989. The effective failure modes and stability of slopes in rock mass with two discontinuity sets. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 22, 163-188.
- Aydan, Ö., Y. Shimizu ve T. Kawamoto, 1992. Interpretation of deformation measurements for the stability assessment of rockslopes. *Asian Regional Symposium on Rock Slopes*, New Delhi, India, ISRM, Oxford & Ibh Publishing Co., Pvt., Ltd., 257-264.
- Aydan, Ö., J. Ito, T. Akagi, T. Ito ve J. Sato, 1995(a). Prediction of deformation behaviour of a tunnel in squeezing rock with time-dependent characteristics. *Numerical Method in Geomechanics-NUMOG V*, Davos, Switzerland, Balkema, 463-469.

Aydan, Ö., T. Seiki, G. C. Jeong ve N. Tokashiki, 1995(b). Mechanical behaviour of intact rocks, discontinuities and rock masses. *Pre-failure Deformation of Geomaterials*, Balkema, 1161-1168.

Hoek, E. ve J. M. Bray, 1977. *Rock Slope Engineering*. Revised 2nd Ed., Inst. Min. and Metall., London, 402pp.

EK-A

Burada 3 nolu eşitlikte verilen η yenilme gecikme zaman katsayısının kuramsal olarak elde edilmesi gösterilecektir.

Visko-plastik davranış için yenilme kriteri aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\tau = \sigma_n \tan \phi + \xi \dot{\gamma} \quad (\text{A.1})$$

burada

- σ_n : normal gerilme
- ϕ : sürtünme açısı
- ξ : viskozite katsayısı
- $\dot{\gamma}$: makaslama birim deformasyon hızı

Eğer makaslama birim deformasyon hızı aşağıdaki gibi verilebilir:

$$\dot{\gamma} \approx \frac{v}{h} = \frac{1}{h} \frac{ds}{dt} \quad (\text{A.2})$$

burada v bloğun kayma hızı, h ise kayma düzleminin kalınlığıdır. Kesme dayanımı düzenli olarak kayma düzlemi boyunca dağıldığı varsayılırsa, kayma düzleminin toplam dayanımı

$$T = \tau S = \sigma_n S \tan \phi + \xi \frac{S}{h} \frac{ds}{dt} \quad (\text{A.3})$$

olarak elde edilir.

Kayan kütleinin hacmi ile kayma düzleminin arasındaki ilişki

$$S = \Gamma V \quad (\text{A.4})$$

olarak yazılır ve aşağıdaki eşitlikler kullanılırsa,

$$N = \sigma_n S, \quad V = \frac{W}{\rho g} \quad (\text{A.5})$$

toplam makaslama dayanımı

$$T = N \tan \phi + \xi \frac{\Gamma}{\rho h} \frac{W}{g} \frac{ds}{dt} \quad (\text{A.6})$$

olarak elde edilir.

Yukarıda verilen eşitliğin sağ taraftaki ikinci terimdeki katsayıların bir kısmı aşağıdaki gibi tanımlanır

$$\eta = \xi \frac{\Gamma}{\rho h} \quad (\text{A.7})$$

ve 6 nolu eşitlikte yerine konursa,

$$T = N \tan \phi + \eta \frac{W}{g} \frac{ds}{dt} \quad (\text{A.8})$$

olarak elde edilir.

η , viskoz yenilme gecikme zaman katsayısı olarak tanımlanabilir. Bu şekilde bir tanımlama yapılacak gerçekçi bir kaç gözleme ile kolaylıkla doğada saptanabilir.

DELİK İÇİ BASINÇ ÖLÇER DENEYİNİN YORUMU ÜZERİNE BİR ÇALIŞMA

Interpretation of pressuremeter tests

Hasan Üçpırtı¹ ve Ömer Aydan

Tokai Üniversitesi, Deniz İnşaat Mühendisliği Bölümü
Shimizu, 424 Japonya

Özet

Kaya mekaniği uygulamalarında, arazide yerinde yapılan delik içi basınç ölçer deneyi ile kaya kütlelerinin deformasyon modülleri yaygın olarak saptanmaktadır. Delik içi basınç ölçer deneyinin yaygın olarak kullanımının yanısıra tarihçesi de hayli eskidir. Bunun en büyük nedenleri olarak deneyin uygulamadaki kolaylığı, ucuzluğu ve deney süresinin kısalığıdır. Bu çalışmada, zedelenmiş bölgenin (disturbed zone) deformasyon modülünün ve poisson oranının deneylerden elde edilen deformasyon modülü değerleri üzerindeki etkisine ilişkin kuramsal bir model tanımlanmış ve parametrik çalışmalarla etkisi incelenmiş ve tartışılmıştır.

Anahtar kelimeler: Deney, deformasyon modülü, zedelenmiş kaya, basınç ölçer

Abstract

In many rock mechanics applications, deformation modulus of rock masses are usually determined by in-situ pressuremeter test. It is an old testing method, but it is widely used since it has advantages of easiness in application, less cost in testing, considerable time reduction during testing. In this study, a theoretical model is described and the effect of the modulus of deformation of disturbed zone on test results measured deformation modulus is investigated through parametric studies and its implications are discussed.

Key words: Experiment, deformation modulus, disturbed zone, pressuremeter

¹Daimi Adres: Sakarya Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Esentepe Kampüsü, Sakarya

1. Giriş

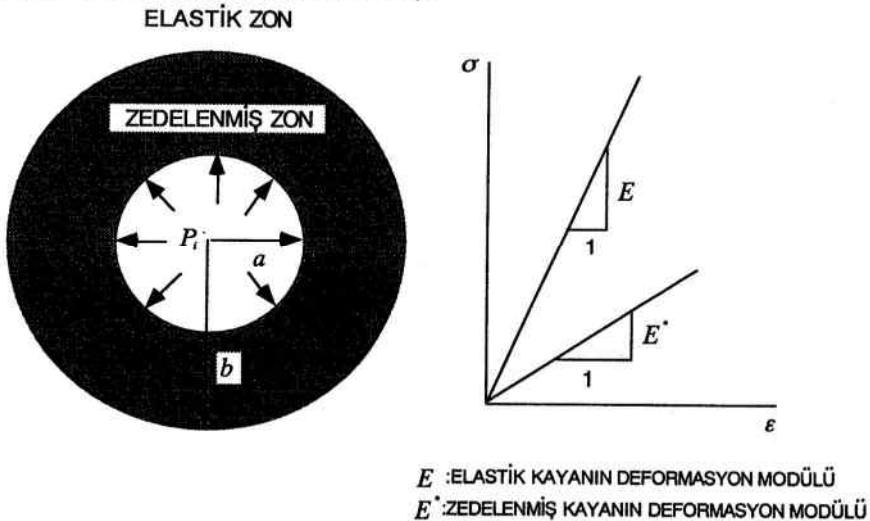
Son yıllarda, kaya yapılarının inşasında (örneğin; tüneller, barajlar, kaya ankrajı, yeraltı santralleri vb.) fark edilir bir artış gözlenmektedir. Bu yapıların tasarımı için kaya kütlelerinin mekanik özelliklerinin belirlenmesi gerekmektedir. Bu amaçla, delik içi basınç ölçer deneyi, kaya kütlelerinin deformasyon modüllerini belirlemek için sıkça kullanılmaktadır. Delik içi basınç ölçer deneyinin arazide yerinde yapılan diğer deneylere göre hem ucuz hemde hızlı olması, bu tip deneyin daha fazla kullanılmasına neden olarak gösterilmektedir (Franklin ve Dusseault, 1989; Stagg ve Zienkiewicz, 1968; Talobre, 1970).

Delik içi basınç ölçer deneyinin yapılacağı deliklerin, belirli bir çap dikkate alınarak, önceden delinmesi gerekmektedir. Delme esnasında, her ne kadar titizlik gösterilsede deliğin yakın çevresindeki kaya kütlelerinin zedeleneyeceği ve dolayısıyla da zedelenmiş bir bölgenin oluşacağı, yapılan gözlemlerle belirlenmiştir (Goodman, 1989, Erguvanli, 1973, Franklin ve Dusseault, 1989). Yapılan deneylerin sonuçları dikkate alındığında delik içi basınç ölçer deney sonuçlarının, delme tekniklerinin neden olduğu zedelenmiş bölgenin deformasyon modülünden etkilendiğini göstermektedir.

Bu çalışmada, zedelenmiş bölgenin mekanik özelliklerinin ölçülen mekanik özellik değerlerine olan etkisi kuramsal olarak modellenmiş ve birkaç parametrik çalışma ile bu etki sayısal olarak araştırılmıştır.

2. Kuramsal model

Farklı mekanik özelliklere sahip ve iç-içe olan iki silindirik kütleyi düşünelim (Şekil 1.). Her bir silindirin içinde oluşan gerilme ve deformasyonların çözümleri aşağıda verildiği şekilde elde edilebilir (Aydan, 1989):



Şekil 1. Farklı mekanik özelliklere sahip iç-içe olan iki silindirik kütle

a-) İç silindir için ($a \leq r \leq b$):

$$\sigma_r = \frac{P_b b^2 - P_a a^2}{b^2 - a^2} - \frac{(P_b - P_a) b^2 a^2}{b^2 - a^2} \frac{1}{r^2} \quad (1)$$

$$\sigma_\theta = \frac{P_b b^2 - P_a a^2}{b^2 + a^2} - \frac{(P_b - P_a) b^2 a^2}{b^2 - a^2} \frac{1}{r^2} \quad (2)$$

$$u = \frac{1 + \nu^*}{E^*} \frac{r}{b^2 - a^2} \left[(1 - 2\nu^*)(P_b b^2 - P_a a^2) + (P_b - P_a) \frac{b^2 a^2}{r^2} \right] \quad (3)$$

burada

σ_r : radyal gerilme

σ_θ : teğetsel gerilme

u : deformasyon

ν^* : zedelenmiş kaya kütlelerinin poisson oranı

E^* : zedelenmiş kaya kütlelerinin deformasyon modülü

b-) Dış silindir için ($b \leq r \leq \infty$):

$$\sigma_r = P_b \frac{b^2}{r^2} \quad (4)$$

$$\sigma_\theta = -P_b \frac{b^2}{r^2} \quad (5)$$

$$u = -\frac{1 + \nu}{E} P_b \frac{b^2}{r} \quad (6)$$

burada

ν : sağlam kaya kütlelerinin poisson oranı

E : sağlam kaya kütlelerinin deformasyon modülü

İç ve dış silindirlerin ara yüzeyinde ($r = b$) radyal deformasyonun sürekliliği koşulundan aşağıdaki ilişki elde edilir:

$$P_b = \frac{2(1 - \nu^*)a^2}{[(1 - 2\nu^*)b^2 + a^2] + \frac{1+\nu}{E} \frac{E^*}{1+\nu^*} (b^2 - a^2)} P_a \quad (7)$$

Deney sonuçlarının değerlendirilmesinde kaya kütlelerinin homojen ve izotropik olduğu düşünüldüğünde, aşağıdaki ilişkiler geçerlidir:

$$\sigma_r = P_a \frac{a^2}{r^2} \quad (8)$$

$$\sigma_\theta = -P_a \frac{a^2}{r^2} \quad (9)$$

$$u = -\frac{1+\bar{\nu}}{\bar{E}} P_a \frac{a^2}{r} \quad (10)$$

burada

$\bar{\nu}$: kaya kütesinin eşdeğer poisson oranı

$\bar{E}$: kaya kütesinin eşdeğer (equivalent) deformasyon modülü

$r = a$ 'da 3 ve 10 nolu bağıntılarda verilen radyal deformasyonların eşit olduğu varsayılırsa, aşağıdaki ilişki elde edilebilir:

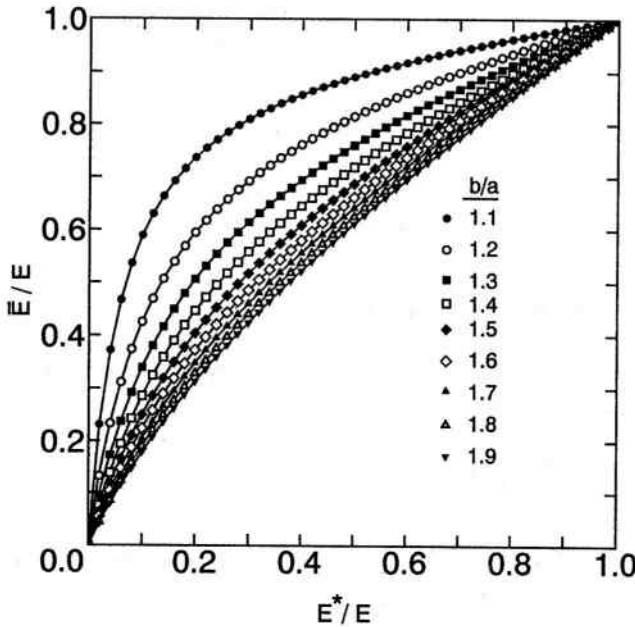
$$P_b = \frac{[(1-2\nu^*)a^2 + b^2] + \frac{1+\bar{\nu}}{\bar{E}} \frac{E^*}{1+\nu^*} (b^2 - a^2)}{2(1-\nu^*)b^2} P_a \quad (11)$$

7 ve 11 nolu eşitliklerden kaya kütesinin eşdeğer deformasyon modülü $\bar{E}$ aşağıdaki şekilde elde edilebilir:

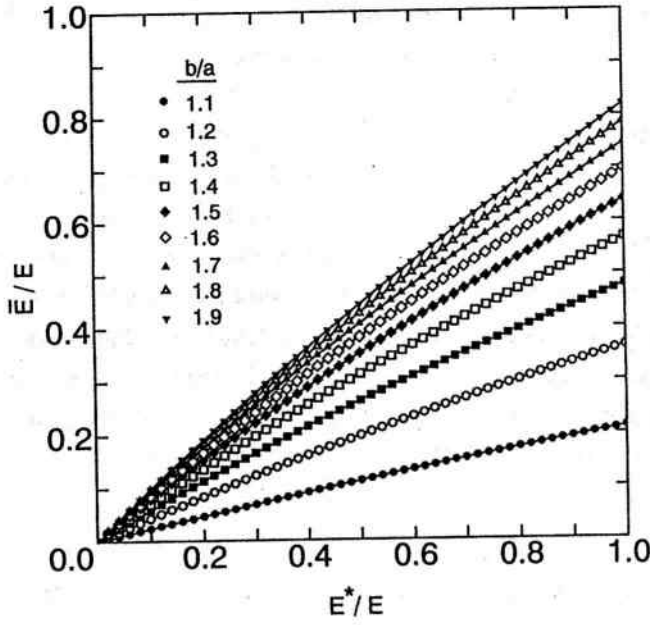
$$\bar{E} = (1+\bar{\nu}) \frac{\frac{E^*}{(1-\nu^*)} (b^2 - a^2) [(1-2\nu^*)b^2 + a^2] + \frac{1+\bar{\nu}}{\bar{E}} \frac{E^*}{1+\nu^*} (b^2 - a^2)}{[(1-2\nu^*)a^2 + b^2] [(1-2\nu^*)b^2 + a^2] + \frac{1+\bar{\nu}}{\bar{E}} \frac{E^*}{1+\nu^*} (b^2 - a^2)} - 4(1-\nu)^2 b^2 a^2 \quad (12)$$

3. Uygulamalar ve tartışmalar

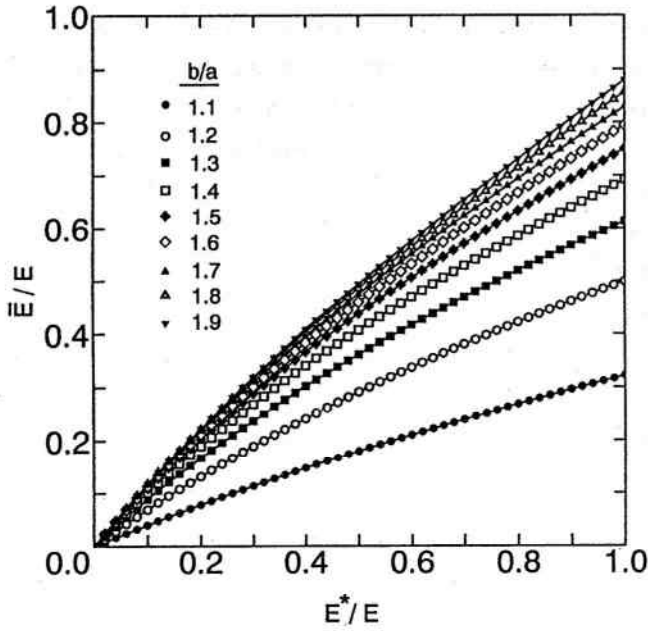
Burada zedelenmiş bölgenin büyüklüğü ile sağlam kayanın deformasyon modülüne ve poisson oranına olan oranı değiştirilerek bazı parametrik çalışmalar yapılmıştır. Parametrik çalışmaya ait sonuçlar Şekil 2, 3 ve 4'de verilmiştir. Şekil 2'de; hesaplamalarda, farklı



Şekil 2. Kaya deformasyon modülü ile zedelenmiş bölge genişliğinin eşdeğer deformasyon modülüne olan etkisi ($\nu^* = 1.0$)



Şekil 3. Kaya deformasyon modülü ile zedelenmiş bölge genişliğinin eşdeğer deformasyon modülüne olan etkisi ($\nu^* = 0.0$)



Şekil 4. Kaya deformasyon modülü ile zedelenmiş bölge genişliğinin eşdeğer deformasyon modülüne olan etkisi ($\nu^* = 0.25$)

yarıçap oranları (b/a) için zedelenmiş kaya kütlesinin deformasyon modülünün sağlam kaya kütlesinin deformasyon modülüne olan oranı (E^*/E) 0 ile 1 arasında değiştirilmiştir.

Poisson oranı $\nu^*/\nu=1$ için Şekil 2'dan da görüleceği üzere elde edilen eşdeğer deformasyon modülü zedelenmiş bölgenin büyüklüğü ile zedelenmiş bölgenin deformasyon modülünden oldukça etkilenmektedir. Zedelenmiş bölgenin deformasyon modülünün etkisi zedelenmiş bölge büyüklüğü etkisi ile karşılaştırıldığında daha büyük olmaktadır.

Poisson oranının $\nu^*/\nu=0.0$ ve 0.25 olması halinde (Şekil 3 ve 4) eşdeğer deformasyon modülü zedelenmiş bölgenin deformasyon modülü ile aynı olsa bile sağlam kayanın deformasyon modülünden daha küçük değerlere sahip olmaktadır. Şekil 2'de verilen örneğin tersine zedelenmiş bölgenin küçük olması etkisinin çok daha fazla olduğunu göstermektedir. Mamafih, zedelenme halinde poisson oranının pek fazla değişmesi beklenemez. Zedelenme delme sırasında delik çeperine etkiyen iç basınç ile sürtünmeden kaynaklanan kesme gerilmesinin etkisi ile oluşacağı düşünülürse b/a oranı aşağıdaki gibi bir ilişki ile verilebilir:

$$\frac{b}{a} = \frac{1}{\sigma_t} \left(p_i + \frac{\tau}{\mu} \right) \quad (13)$$

Bu ilişkiden görüleceği üzere kayanın dayanımı düştükçe delik çeperinin etrafındaki zedelenmiş bölgenin büyümesi beklenebilir.

4. Sonuçlar

Bu çalışmada delik içi basınç ölçer deneyinde elde edilen deformasyon modülünün değerine deliğin açımı sırasında oluşabilecek zedelenmiş bölgenin mekanik özelliklerinin etkisi kuramsal olarak modellenmiş ve bir dizi parametrik çalışmalarla etkileri sayısal olarak incelenmiştir. Sonuç olarak, elde edilen sayısal değerlerden de görüleceği üzere poisson oranının pek fazla değişmemesi halinde eşdeğer deformasyon modülü zedelenmiş bölgeden ve onun mekanik özelliklerinden hayli etkilenmektedir. Özellikle zedelenmiş bölgenin deformasyon modülünün etkisi zedelenmiş bölge büyüklüğü etkisi ile karşılaştırıldığında daha büyük olmaktadır.

Delayısıyla bu tür deneylerden elde edilen sonuçların güvenilir olabilmesi için delme esnasında gerekli dikkatin azami derecede gösterilmesi büyük önem taşımaktadır. Aksi halde elde edilen deney sonuçlarının zedelenmiş bölgeden ve onun mekanik özelliklerinden etkilenmesi kaçınılmaz olacaktır.

Kaynaklar

Aydan, Ö., 1989. The Stability of Rock Engineering Structures by rock Bolts. *Doctorate Thesis. Nagoya University, Japan*, 204s.

Erguvanlı, K., 1973. *Mühendislik Jeolojisi*. İ.T.Ü. Matbaası, İstanbul, 552s.

- Franklin, A.J. ve Dusseault, B.M., 1989. *Rock Engineering*. McGraw-Hill, United States of America, 600 pp.
- Goodman, R.E., 1989. *Introduction of Rock Mechanics*. Jonh Wiles and Sons, Second Edition, United States of America, 562p.
- Stagg, K.G. ve Zienkiewicz O.C., 1968. *Rock Mechanics in Engineering Practice*. John Wiley and Sons, London, 442p.
- Talobre, J., 1970. *Kaya Mekaniği ve İnşaat İşlerinde Tatbikatı*. Mars Matbaası, Ankara, 442s, Çeviren: İsmail Tanrıverdi.

Tünel Eksenî Boyunca Kaya Sıkıştırma Olasılığının ve Derecesinin Tahmini
Prediction of squeezing potential of rocks and its degree along a tunnel alignment

**Ömer AYDAN
Hasan ÜÇPİRTİ
Reşat ULUSAY**

Sivas Mermer Fabrikalarının İncelenmesi, Performans Ölçüm Sonuçları ve Bazı Mermer Malzeme Özellikleri İle İlişkileri
Investigation of Sivas marble factories, performance measurement results and their relations with some marble material properties

**Atilla CEYLANOĞLU
Kazım GÖRGÜLÜ
Ercan ARPAZ**

Kalem Uçlu Keskiler İçin Evans Teorisi Üzerine Eleştirel Bir Yaklaşım
A critical approach on Evans' theory for point-attack picks

R. Mete GÖKTAN

Visko-Plastik Kayma Yüzeyi İçeren Bir Kaya Şevinin Duraylılığı
Stability of a rock slope with a visco-plastic sliding surface

**Ömer AYDAN
Hasan ÜÇPİRTİ
Halil KUMSAR**

Delik İçi Basınç Ölçer Deneyinin Yorumu Üzerine Bir Çalışma
Interpretation of pressuremeter tests

**Hasan ÜÇPİRTİ
Ömer AYDAN**